



Библиотека  
эксплуатационника  
**АЭС**

И. А. КУЗНЕЦОВ

**АВАРИЙНЫЕ  
И ПЕРЕХОДНЫЕ  
ПРОЦЕССЫ  
В БЫСТРЫХ  
РЕАКТОРАХ**

ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ



Основана в 1984 г.

**Библиотека  
эксплуатационника**

**АЭС**

Выпуск 17

И. А. КУЗНЕЦОВ

# **АВАРИЙНЫЕ И ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В БЫСТРЫХ РЕАКТОРАХ**



МОСКВА  
ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ  
1987

ББК 31.46  
К89  
УДК 621.039.516:621.039.526

Рецензент Ю.С. Юрьев

Кузнецов И.А.

- К 89 Аварийные и переходные процессы в быстрых реакторах. — М.: Энергоатомиздат, 1987. — 176 с.: ил. — (Б-ка эксплуатационника АЭС, вып. 17)

Описаны конструкция и тепловая схема АЭС с быстрыми реакторами, особенности переходных процессов в быстрых реакторах с жидкометаллическим охлаждением. Рассмотрены аварийные нарушения работы систем и оборудования АЭС, задачи аварийной защиты реактора в этих ситуациях. Приведены данные о возможностях аварийной защиты быстрого реактора в случаях отклонений различных входных параметров. Описаны испытания защитных систем, которые проводятся во время пуска и эксплуатации АЭС.

Для техников, операторов, квалифицированных рабочих служб управления, контроля и автоматики АЭС. Может быть полезной молодым специалистам, работающим в области ядерной энергетики.

К  $\frac{2304000000-385}{051(01)-87}$  264-87

ББК 31.46

©Энергоатомиздат, 1987

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Ядерная энергетика нашей страны быстро развивается. Успешно эксплуатируются первые АЭС с реакторами на быстрых нейтронах. Идет создание следующих станций такого типа.

Персонал АЭС в процессе ее эксплуатации пользуется инструкциями, разработанными научными, проектными и конструкторскими организациями и проверенными в расчетах и экспериментах, в эксплуатации ранее запущенных установок. Тем не менее ему приходится принимать решения в нестандартных ситуациях, участвовать в непрерывном усовершенствовании указанных инструкций с целью повышения безопасности эксплуатации, оптимизации режимов работы станции.

Основные трудности эксплуатации АЭС обычно связаны с переходными режимами ее работы — как плановыми, так и аварийными. Поэтому главная цель автора настоящей книги — дать методический материал для оперативных упрощенных оценок различных параметров переходных процессов, необходимость в которых возникает на станциях в связи с указанными обстоятельствами. Круг рассмотренных вопросов определяется в основном особенностями реакторов на быстрых нейтронах. В некоторой своей части он пересекается с аналогичными вопросами, возникающими при анализе переходных процессов в реакторах других типов. Несмотря на упрощенный характер изложения, автор стремился к тому, чтобы книга представляла интерес не только для эксплуатационного персонала АЭС, но и для специалистов, занимающихся вопросами динамики и безопасности реакторов, а также для инженеров, работающих в некоторых смежных областях.

Исследования переходных процессов в существующих установках проводились автором совместно с коллегами в Физико-энергетическом институте, на АЭС БН-350 и БН-600.

В этой связи особую благодарность автор выражает Ю.Е. Багдасарову, Ю.К. Букше, Ю.М. Ашурко, В.А. Ветошкину, Л.А. Щекотовой, О.Н. Антуфьеву, А.Г. Шейнкману за полезные обсуждения и советы, а Н.Б. Балиной — за большую помощь в подготовке иллюстративного материала.

*Автор*

## ПРЕДИСЛОВИЕ

Ядерная энергетика нашей страны быстро развивается. Успешно эксплуатируются первые АЭС с реакторами на быстрых нейтронах. Идет создание следующих станций такого типа.

Персонал АЭС в процессе ее эксплуатации пользуется инструкциями, разработанными научными, проектными и конструкторскими организациями и проверенными в расчетах и экспериментах, в эксплуатации ранее запущенных установок. Тем не менее ему приходится принимать решения в нестандартных ситуациях, участвовать в непрерывном усовершенствовании указанных инструкций с целью повышения безопасности эксплуатации, оптимизации режимов работы станции.

Основные трудности эксплуатации АЭС обычно связаны с переходными режимами ее работы — как плановыми, так и аварийными. Поэтому главная цель автора настоящей книги — дать методический материал для оперативных упрощенных оценок различных параметров переходных процессов, необходимость в которых возникает на станциях в связи с указанными обстоятельствами. Круг рассмотренных вопросов определяется в основном особенностями реакторов на быстрых нейтронах. В некоторой своей части он пересекается с аналогичными вопросами, возникающими при анализе переходных процессов в реакторах других типов. Несмотря на упрощенный характер изложения, автор стремился к тому, чтобы книга представляла интерес не только для эксплуатационного персонала АЭС, но и для специалистов, занимающихся вопросами динамики и безопасности реакторов, а также для инженеров, работающих в некоторых смежных областях.

Исследования переходных процессов в существующих установках проводились автором совместно с коллегами в Физико-энергетическом институте, на АЭС БН-350 и БН-600.

В этой связи особую благодарность автор выражает Ю.Е. Багдасарову, Ю.К. Букше, Ю.М. Ашурко, В.А. Ветошкину, Л.А. Щекотовой, О.Н. Антуфьеву, А.Г. Шейнкману за полезные обсуждения и советы, а Н.Б. Балиной — за большую помощь в подготовке иллюстративного материала.

*Автор*

## ВВЕДЕНИЕ

27 июня 1954 г. в г. Обнинске вошла в строй Первая в мире АЭС мощностью 5 МВт. Через тридцать лет число АЭС, введенных в эксплуатацию в 25 странах мира, уже составило 374, а их электрическая мощность достигла около 250 ГВт. Установленная мощность более чем 40 энергоблоков АЭС, действовавших к этому времени в СССР, превысила 28 ГВт. В основном это были реакторы на тепловых нейтронах — с водой под давлением (ВВЭР) и каналные реакторы с графитовым замедлителем и кипящим водным теплоносителем (РБМК). Лишь на двух АЭС нашей страны сейчас работают реакторы на быстрых нейтронах — реактор БН-350 в г. Шевченко и реактор БН-600 на третьем блоке Белоярской АЭС. Но несмотря на небольшую долю в сегодняшней ядерной энергетике, именно с реакторами на быстрых нейтронах (быстрыми реакторами) связаны главные перспективы ее развития. Эти перспективы основываются на способности быстрых реакторов наряду с выработкой тепла, преобразуемого в электрическую энергию, осуществлять расширенное воспроизводство ядерного топлива — плутония. Слово "расширенное" подчеркивает тот факт, что количество вторичного ядерного топлива, производимого в быстром реакторе, превышает количество топлива, сгоревшего в нем.

Отношение числа ядер топлива, произведенного в реакторе, к числу ядер топлива, сгоревшего в нем за то же время, называют коэффициентом воспроизводства (КВ). Необходимость воспроизводства ядерного топлива возникает в связи с тем, что природный уран на 99,3 % состоит из урана-238, не делящегося в тепловых реакторах, и лишь на 0,7 % — из урана-235, который может служить топливом в таких реакторах.

Возможны два топливных цикла, ведущих к воспроизводству ядерного топлива. В первом из них облучению нейтронами подвергается уран-238, а образующийся при захвате нейтрона его ядром уран-239 в результате  $\beta$ -распада превращается вначале в нептуний-239, а затем — в плутоний-239. Во втором цикле облучению нейтронами подвергается торий-232. При захвате нейтрона его ядром возникает торий-233, который опять-таки в результате  $\beta$ -распада превращается в палладий-233, а последний — в уран-233.

В настоящее время для быстрых реакторов разрабатывается плутониевый топливный цикл, поскольку для ториевого цикла переход на быстрые нейтроны не дает существенного эффекта.

Активная зона любого ядерного реактора содержит топливо, в свою очередь состоящее из делящихся и сырьевых нуклидов, теплоноситель, конструкционные материалы твэлов и топливных сборок. В активную зону реактора на тепловых нейтронах дополнительно вводится замедлитель. Взаимодействие нейтронов с ядрами замедлителя — упругое рас-

сеяние — приводит в таком реакторе к снижению их энергии до уровня, соответствующего тепловому равновесию с ядрами среды и составляющего 0,005–0,2 эВ. В быстром реакторе энергия нейтронов близка к тому значению, с которым они возникают при делении ядер топлива (около 1 МэВ).

В ядерном реакторе происходят процессы, приводящие к рождению и исчезновению нейтронов. Нейтроны рождаются при делении ядер топлива и исчезают в результате утечки и радиационного захвата их всеми материалами реактора. Небольшие изменения соотношения между этими процессами за счет введения, например, дополнительного поглотителя нейтронов в активную зону или извлечения его из активной зоны используются при регулировании мощности ядерного реактора. В стационарном режиме работы число рождающихся нейтронов равно числу исчезающих. Но соотношение между отдельными компонентами баланса нейтронов в быстром реакторе благоприятнее, чем в тепловом. Рассмотрим этот баланс в расчете на один нейтрон, захваченный ядром топлива. При этом выделим следующие составляющие баланса нейтронов:

число нейтронов, рождающихся при делении ядер топлива;

число нейтронов, появляющихся при делении урана-238;

число нейтронов, исчезающих из реактора в результате утечки, радиационного захвата ядрами конструкционных материалов и теплоносителя;

число нейтронов, исчезающих в результате захвата ядрами урана-238 без их деления.

Первые две составляющие имеют положительный знак, две последние — отрицательный. Сумма их, как уже говорилось, в стационарном режиме работы реактора равна нулю. Таким образом, чем больше первые две составляющие и чем меньше по абсолютному значению третья, тем больше может быть значение четвертой компоненты. А так как расчет ведется на одно ядро топлива, исчезающее в результате захвата нейтрона, то оно фактически равно коэффициенту воспроизводства ядерного топлива в реакторе. Захват нейтронов ядрами урана-238 без деления последних, как сказано выше, ведет к возникновению ядер нового делящегося изотопа — плутония-239.

В табл. 1 приведены примерные значения перечисленных компонент баланса нейтронов для тепловых и быстрых реакторов.

Т а б л и ц а 1. Баланс нейтронов в тепловом и быстром реакторах

| Реактор  | Топливо           | Компоненты баланса нейтронов |                   |                |                               |
|----------|-------------------|------------------------------|-------------------|----------------|-------------------------------|
|          |                   | Деление топлива              | Деление урана-238 | Утечка, захват | Захват без деления ураном-238 |
| Тепловой | $^{235}\text{U}$  | 2,06                         | 0,04              | 1,48           | 0,62                          |
|          | $^{239}\text{Pu}$ | 2,04                         | 0,04              | 1,48           | 0,6                           |
| Быстрый  | $^{235}\text{U}$  | 2,36                         | 0,27              | 1,29           | 1,34                          |
|          | $^{239}\text{Pu}$ | 2,95                         | 0,25              | 1,3            | 1,9                           |

Как видим, быстрый реактор имеет преимущества перед тепловым по основным составляющим баланса нейтронов. При делении ядра топлива появляется в среднем  $\nu$  вторичных нейтронов. Нужно учитывать, что не каждый нейтрон, захваченный ядром топлива, вызывает его деление.

Вероятность захвата нейтрона ядром топлива без деления последнюю характеризует в нейтронной физике величиной, называемой сечением радиационного захвата  $\sigma_c$ , вероятность же захвата нейтрона с последующим делением ядра — сечением деления  $\sigma_f$ . Очень важным является соотношение между этими процессами. Из сказанного ясно, что первая компонента табл. 1 есть величина  $\eta = \nu / (1 + a)$ , где  $a = \sigma_c / \sigma_f$ .

Значение  $a$  для быстрых нейтронов существенно меньше, а  $\nu$  больше, чем для тепловых. Это предопределяет возможность расширенного воспроизводства топлива в быстром реакторе. В СССР это впервые в 1949 г. отметил А.И. Лейпунский.

Таким образом, первая компонента баланса нейтронов возрастает в быстром реакторе по сравнению с тепловым за счет увеличения  $\nu$  и падения  $a$ .

Вторая положительная компонента — деление урана-238 — в тепловом реакторе незначительна. Дело в том, что уран-238 делится только нейтронами с высокой энергией (больше 1 МэВ), а таких нейтронов в тепловом реакторе очень мало. В быстром же реакторе доля делений на сырье (уран-238) сравнительно высока.

Третья компонента — утечка, захват нейтронов всеми материалами реактора, исключая уран-238. Понятно, что она не может быть меньше одного нейтрона — того самого, захваченного топливом, по которому ведется расчет. Утечку нейтронов, захват их конструкционными материалами, теплоносителем стремятся сделать как можно меньше. В быстром реакторе для сокращения бесполезной утечки нейтронов активную зону окружают зоной воспроизводства — экраном, состоящим из урана-238. В нем дополнительно воспроизводится и накапливается ядерное топливо. На практике третья компонента баланса нейтронов оказывается не меньше 1,2. В итоге КВ ядерного топлива может достигать для быстрого реактора значения 2, для теплового реактора (ВВЭР) 0,6 — 0,7. Для быстрого реактора с металлическим топливом КВ больше, чем для быстрого реактора с оксидным топливом. Кислород оксидного топлива несколько замедляет нейтроны, чего нет в металлическом топливе.

В системе  $n$  последовательных реакторов, имеющих некоторый КВ и использующих природное и воспроизведенное топливо, на каждый 1 кг урана-235 можно сжечь  $1 + KB + KB^2 + KB^3 + \dots + KB^n$  кг топлива. Если  $KB < 1$ , то сумма достаточно большого числа членов этого ряда стремится к  $1/(1-KB)$ . Для  $KB > 1$  эта сумма неограниченно растет с увеличением числа реакторов. Следовательно, быстрые реакторы в принципе позволяют сжечь весь доступный для извлечения из природных запасов уран. Тепловые же реакторы могут сжечь лишь часть этого урана, равную  $\epsilon^{235}/(1-KB) \approx 2\%$ , где  $\epsilon^{235} = 0,7\%$  — доля урана-235 в естественном уране.

В быстром реакторе важно получить не только большой коэффициент воспроизводства ядерного топлива, но и высокий темп его накопления. Последний же определяется как КВ, так и числом актов деления в топливе в единицу времени и, следовательно, энергонапряженностью активной зоны или удельной нагрузкой топлива. Темп воспроизводства ядерного топлива в быстрых реакторах принято характеризовать такой величиной, как время удвоения  $T_2$ . Это время, за которое совокупная мощность или число быстрых реакторов в системе удваивается, если предполагать, что все избыточное топливо, накапливаемое в существующих реакторах, используется для строительства следующих реакторов такого же типа. В первом приближении можно считать, что время удвоения обратно пропорционально произведению удельной нагрузки топлива в реакторах  $Q_T$  на избыточный КВ, т.е.  $Q_T$  (КВ-1).

Конечно,  $T_2$  зависит и от других параметров реакторов и системы в целом — таких, как глубина выгорания топлива, время переработки топлива на заводе после выгрузки его из реактора, относительные потери при этой переработке. Суть дела состоит в том, что высокий темп наработки ядерного топлива можно получить лишь в том реакторе, где большой КВ сочетается с высокой энергонапряженностью. Эти условия приводят к разноречивым требованиям, т.е. те меры, изменения в конструкции, которые могли бы послужить повышению КВ, мешают подъему энергонапряженности активной зоны и наоборот. Поиск компромиссов оказывает влияние на параметры, важные для динамики и безопасности этих реакторов.

При выборе характеристик быстрого реактора стремятся сохранить максимально жесткий энергетический спектр нейтронов. Правда, обсуждались проекты с искусственным смягчением спектра с целью повышения безопасности реактора, но эти меры были признаны неоправданными.

Для исключения существенного замедления и паразитного захвата нейтронов необходимо уменьшать до минимума относительное содержание конструкционных материалов и теплоносителя в активной зоне, а также ограничивать их выбор материалами с небольшими значениями соответствующих сечений. Повышения энергонапряженности активной зоны можно достичь, напротив, увеличением количества теплоносителя, прокачиваемого через активную зону, т.е. увеличением проходного сечения для теплоносителя и его объемной доли. При выборе теплоносителей для быстрого реактора в качестве претендентов рассматривались жидкие металлы и их сплавы (натрий, натрий-калий, литий), газы (гелий, диоксид углерода и другие диссоциирующие газы) и даже водяной пар. В настоящее время разработчики быстрых реакторов во всех странах мира отдадут предпочтение натрию. Натрий как теплоноситель обладает превосходными физическими и теплофизическими свойствами. Он сравнительно слабо замедляет и захватывает нейтроны. Правда, его объемная теплоемкость в 4 раза ниже теплоемкости воды, но зато он обладает почти на два порядка более высокой теплопроводностью и соответственно гораздо более интенсивной теплоотдачей. Одно из самых важных его преимуществ состоит в том, что его температура кипения при атмосферном давлении составляет около 900 °C. Это дает возможность использо-

вать в корпусе быстрого реактора практически атмосферное давление. Это сразу же снимает наиболее тяжелую проблему обеспечения безопасности АЭС, решение которой в тепловых реакторах с их высоким давлением в первом контуре (16 МПа) требует значительных усилий и затрат на проблему разгерметизации, разрыва первого контура. Это также создает предпосылки для более благоприятной радиационной обстановки в быстрых реакторах, чем на тепловых: с увеличением давления в первом контуре увеличиваются как вероятность разрывов и течей контура, так и тяжесть их последствий. В быстрых реакторах даже малые разрывы и течи чрезвычайно маловероятны.

Указанные преимущества натрия как теплоносителя позволяют также использовать высокие параметры паросилового цикла АЭС с быстрыми реакторами. Эти параметры выбираются фактически такими же, как и в традиционной, неядерной энергетике. Температура натрия на выходе из современного быстрого реактора составляет 550 °С. Несмотря на это, энергонапряженность активной зоны быстрого реактора с оксидным топливом может достигать 900–1000 МВт/м<sup>3</sup> при объемной доле натрия в ней около 30 %. Оптимальное значение энергонапряженности активной зоны обычно оказывается ниже приведенного выше значения. Так, средняя энергонапряженность активной зоны реактора БН-600 составляет 550 МВт/м<sup>3</sup>. Для сравнения можно сказать, что средняя энергонапряженность активной зоны реактора ВВЭР-1000 составляет 110 – 115 МВт/м<sup>3</sup>.

При использовании в быстром реакторе металлического топлива ограничения по температурам в центре твэлов и в месте контакта топлива с оболочками не позволяют достичь столь же высокой энергонапряженности активной зоны при достаточно высокой выходной температуре теплоносителя, как для оксидного топлива. В этом случае приходится или снижать выходную температуру на 100 °С и более, или уменьшать энергонапряженность, увеличивать объемную долю теплоносителя в активной зоне.

В настоящее время ведутся проработки схем ядерно-энергетических установок, позволяющих соединить воедино достоинства металлического и высокотемпературного керамического видов топлива.

Переход с оксидного топлива на более плотное керамическое топливо – карбидное или нитридное – пока представляется проблематичным.

Ограничение объемной доли натрия в активной зоне достигается сокращением зазоров между твэлами и увеличением подогрева натрия. Этот подогрев в отдельных каналах активной зоны быстрого реактора может достигать 250 – 300 °С, а в среднем по реактору – 170 – 200 °С. Поэтому в переходных процессах даже при небольших отклонениях мощности возникают существенные изменения температуры на выходе из реактора. Эти изменения, в свою очередь, могут привести к появлению значительных термических напряжений в элементах конструкции. Проблема термических напряжений усугубляется тем, что в быстрых реакторах с натриевым теплоносителем в качестве основного конструкционного материала первого контура используется аустенитная нержавеющая сталь со сравнительно низкой теплопроводностью и высоким

коэффициентом термического расширения. Высокая теплоотдача к натрию также способствует появлению больших термических напряжений в омываемых им элементах установки. В связи с этим приходится предусматривать меры для снижения нестационарных термических напряжений как при разработке конструкций реактора, теплообменного оборудования, так и при выборе режимов работы установки, системы ее автоматического регулирования.

Нужно сказать, что проблема нестационарных термических напряжений возникает не только в быстрых реакторах, но и практически в любой энергетической высокотемпературной установке. В ВВЭР она смягчается небольшим подогревом воды в реакторе ( $30^{\circ}\text{C}$ ), менее интенсивной теплоотдачей к воде и пару, чем к жидкому натрию, но существенно ужесточается большими толщинами корпусов.

Высокая энергонапряженность активной зоны быстрого реактора требует очень развитой поверхности теплоотвода от топлива к теплоносителю. Поэтому диаметры твэлов быстрых реакторов невелики: 6 – 7 мм по наружной поверхности оболочки при толщине последней 0,4 мм. Это почти в 1,5 раза ниже, чем для твэлов ВВЭР (9 – 10 мм) и в 2 раза ниже, чем для твэлов РБМК (13,5 мм). Ниже будет показано, что постоянная времени, характеризующая тепловую инерционность активной зоны, пропорциональна квадрату диаметра твэла. Отсюда можно заключить, что активная зона теплового реактора существенно инерционнее быстрого.

Энергонапряженность топлива в быстром реакторе настолько велика, что даже при таких небольших диаметрах удельная нагрузка их твэлов составляет 500 – 600 Вт/см. Поэтому номинальная температура оксидного топлива в центре твэла составляет около  $2000^{\circ}\text{C}$ , максимальная температура оболочек твэлов может достигать  $700^{\circ}\text{C}$ . Конструкционные материалы твэлов и ТВС быстрого реактора должны обеспечивать их работоспособность при таких температурах. В энергетическом спектре нейтронов быстрого реактора сечения радиационного захвата всех ядер относительно малы, что значительно расширяет возможности выбора конструкционных материалов активной зоны быстрого реактора по сравнению с тепловым реактором. В частности, здесь нет ограничений в использовании нержавеющей стали, которая в активной зоне тепловых реакторов практически не применяется. Конструкционные материалы хорошо совместимы как с топливом, так и с натрием. Это позволяет в принципе исключить опасные явления, подобные парциркуляционной реакции с образованием водорода, которая возможна при повышении температуры в тепловом реакторе.

Нужно учитывать тяжелые условия работы твэлов быстрого реактора как в нормальных, так и в аварийных режимах. Отклонения температур и напряжений в твэлах быстрого реактора в аварийных режимах сравнительно велики, что объясняется большим подогревом теплоносителя в нем. В связи с этим он предъявляет повышенные требования к воздействию аварийной защиты (АЗ), точности настройки ее каналов. Эти требования без каких-либо трудностей удовлетворяются современными техническими средствами.

Сечения деления урана-235, плутония-239 в энергетическом спектре нейтронов быстрых реакторов примерно на два порядка меньше, чем в спектре тепловых реакторов. Вследствие этого поток нейтронов в быстрых реакторах существенно превышает поток нейтронов в тепловых реакторах. При этом доля нейтронов высоких энергий ( $E > 0,1$  МэВ) способных изменять свойства конструкционных материалов, составляет в быстрых реакторах более 90 %. Отсюда влияние нейтронного облучения на конструкционные материалы в быстрых реакторах значительно сильнее, чем в тепловых. Известно, что действие нейтронного облучения на материалы проявляется в трех эффектах: радиационном охрупчивании, радиационной ползучести и распухании. Все эти эффекты несомненно сказываются на безопасности эксплуатации реактора, поскольку в значительной мере определяют поведение, работоспособность твэлов, ТВС, элементов системы управления и защиты, активной зоны в целом в стационарных и переходных режимах. В частности, прочностные характеристики твэлов определяют предельно допустимые отклонения всех входных параметров реактора и, следовательно, сказываются на требованиях к быстродействию, эффективности и другим параметрам АЗ. Распухание материалов оболочек твэлов рассматривалось в качестве одной из возможных причин блокировки проходного сечения для натрия в ТВС с последующим повышением температуры натрия и даже его закипанием. В настоящее время и расчеты, и измерения отработавших ресурс твэлов, извлеченных из действующих быстрых реакторов, показывают, что распухание не может привести к существенному снижению расхода теплоносителя через ТВС. Однако нельзя отрицать отрицательную роль, которая может проявиться в снижении порога повреждаемости твэлов в аварийных условиях.

Из-за малого сечения деления урана и плутония быстрыми нейтронами критическая масса быстрого реактора существенно превосходит критическую массу теплового реактора равного объема. Однако объем активной зоны теплового реактора при равной мощности значительно превосходит объем активной зоны быстрого реактора. Кроме того, в связи с существенным отравлением теплового реактора осколками деления в нем необходимо иметь больший запас топлива на выгорание. Поэтому загрузки делящегося материала в эти реакторы при условии равенства их мощностей различаются мало.

Несмотря на это, активная зона быстрого реактора, по мнению некоторых исследователей, требует повышенного внимания в целях предотвращения образования вторичной критической массы при аварийном разрушении или расплавлении топлива. Это объясняется компактностью активной зоны быстрого реактора, большим обогащением топлива в ней. По современным представлениям, которые базируются на успехах в разработке конструкции быстрых реакторов и которые отражены в нормативных документах СССР и других стран, такие аварии нужно рассматривать в качестве гипотетических, возможность их исключается проектом реактора.

Остановимся теперь на параметре, значения которого в быстром и тепловом реакторах существенно отличаются друг от друга, — на времени

жизни мгновенных нейтронов. На первых порах это отличие казалось очень важным с точки зрения безопасности реактора. Действительно, большая энергия, скорость нейтронов в быстром реакторе приводит к тому, что средний промежуток времени от появления их в акте деления до захвата ядрами материалов активной зоны и рождения нейтронов следующего поколения оказывается на 4–5 порядков меньшим, чем в тепловом реакторе. В тепловом реакторе этот промежуток времени – среднее время жизни мгновенных нейтронов  $l$  – составляет  $10^{-3}$  с, в быстром –  $10^{-7}$ – $10^{-8}$  с. Но на практике указанное различие не привело к скольким-нибудь серьезным проблемам. Это связано с тем, что во всех возможных аварийных случаях реактивность значительно меньше эффективной доли запаздывающих нейтронов  $\beta$ . А в этих условиях изменения нейтронного потока и, следовательно, мощности реактора определяются в основном запаздывающими нейтронами, среднее время жизни которых и в тепловом и в быстром реакторах достаточно велико – около 10 с. Поэтому указанное различие  $l$  оказывается существенным лишь в гипотетических аварийных ситуациях с большими отклонениями реактивности и разгоном реактора на мгновенных нейтронах.

Следует сказать несколько слов о различной природе температурных эффектов реактивности в быстром и тепловом реакторах. В быстром реакторе достаточно большого объема (больше 2000 л), несмотря на относительно малое число резонансных нейтронов, именно они дают основной вклад в температурные эффекты реактивности. Главную роль играют захватные резонансы и эффект Доплера на сырье. Но необходимо учитывать аналогичные резонансы на конструкционных материалах, а также делительные резонансы на топливе. Следующие по абсолютному значению составляющие температурных эффектов реактивности в быстром реакторе обусловлены изменением плотности теплоносителя и вытеснением его из активной зоны, изменением размеров реактора.

В тепловом же реакторе главные составляющие температурных эффектов реактивности обусловлены отклонениями от исходного значения плотности замедлителя и соответствующим изменением энергии нейтронов. Время проявления этих эффектов может быть большим. Абсолютное значение температурного коэффициента реактивности в ВВЭР на порядок, а в РБМК в 1,5–2 раза больше, чем в быстром реакторе. Тем не менее быстрый реактор, как будет показано ниже, очень хорошо и устойчиво работает в режиме саморегулирования и прост в управлении. Одна из причин этого состоит в том, что средний свободный пробег быстрых нейтронов значительно больше, чем тепловых. Вследствие этого части активной зоны в быстром реакторе в нейтронно-физическом отношении больше связаны между собой, чем в тепловом. Поэтому в быстром реакторе пока не возникало проблемы пространственной неустойчивости. Перекосы поля энерговыделения в нем при самых разнообразных перемещениях стержней управления очень невелики. В тепловых же реакторах эти перекосы могут быть весьма значительными – вплоть до возникновения локальной надкритичности. Борьба с пространственной неустойчивостью приводит к существенному усложнению системы их автоматического регулирования.

Еще один фактор, способствующий простоте управления быстрым реактором в переходных режимах работы, заключается в отсутствии отравления его ксеноном и самарием: в энергетическом спектре нейтронов быстрых реакторов осколки деления обладают малым сечением захвата.

Водород- и углеродсодержащие вещества обладают большой замедляющей способностью и при попадании в активную зону быстрого реактора существенно смягчают спектр нейтронов. Поэтому попадание даже не больших количеств указанных веществ в активную зону может привести к значительному росту реактивности. В быстром реакторе достаточно большого объема попадание замедляющих веществ в активную зону может привести и к отрицательным эффектам, т.е. к снижению реактивности. Это объясняется влиянием всей совокупности изотопов плутония, который предполагается использовать в качестве топлива быстрых реакторов. Во всех существующих и разрабатываемых быстрых реакторах предусматриваются меры, исключающие попадание замедляющих веществ, например смазочного масла из насосов, в активную зону.

Говоря о различиях тепловых и быстрых реакторов, нельзя не остановиться на проблеме отвода остаточного тепловыделения. Остаточное энерговыделение и в быстром, и в тепловом реакторах обусловлено  $\beta$ - и  $\gamma$ -распадом продуктов деления, а также продуктов радиационного захвата нейтронов. После вывода реактора на заданный уровень мощности концентрация указанных продуктов постепенно возрастает и достигает максимального установившегося значения, когда число распадающихся ядер становится равным числу вновь возникающих. Постоянные распада осколков деления лежат в диапазоне от долей секунды до нескольких миллионов лет. Поэтому по некоторым из них указанного равновесия достичь практически невозможно. Однако если в качестве критерия выбрать совокупную мощность энерговыделения, генерируемую за счет распада, то с достаточной точностью можно считать, что стационарное состояние достигается уже через 100 ч работы реактора. При этом и в тепловом, и в быстром реакторах составляющая мощности энерговыделения, обусловленная распадом осколков деления и продуктов радиационного захвата, составляет 6–6,5 % номинальной мощности. Небольшая разница и в темпах спада остаточного энерговыделения во времени после их остановки. В связи с этим, несмотря на большую энергонапряженность быстрых реакторов, отвод остаточного энерговыделения от них не создает каких-либо дополнительных проблем. Более того, этот отвод осуществляется достаточно просто из-за прекрасных теплофизических свойств натрия как теплоносителя, большой теплоемкости контуров. В этой проблеме еще раз проявляется преимущество низкого давления в натриевых контурах быстрого реактора. Здесь не возникает трудностей, обусловленных быстрой потерей теплоносителя при разрыве контура, как в тепловых реакторах. В последних приходится предусматривать меры для ограничения и восполнения этих потерь с целью отвода остаточного энерговыделения после такого разрыва.

В итоге можно сделать вывод, что быстрые реакторы не только наиболее перспективны в ядерной энергетике из-за возможности расширения воспроизводства ими ядерного топлива, но и по своим характерис-

тикам обещают стать в ней одним из наиболее безопасных и удобных в управлении типов реакторов. Это очень важно, поскольку в будущем по мере развития ядерной энергетики и неизбежного ужесточения соответствующих требований затраты на безопасность будут непрерывно возрастать. Поэтому она будет приобретать все больший вес при сравнительных оценках различных ядерных реакторов.

Идея создания быстрых реакторов родилась около сорока лет назад. Это время ушло главным образом на исследования физики быстрых нейтронов, освоение технологии натрия как теплоносителя, поиск конструктивных материалов, выбор топлива. Поэтому быстрые реакторы еще не успели продемонстрировать всех своих преимуществ. Главное они пока более дорогостоящи, чем тепловые реакторы. Но усилиями ученых, конструкторов и проектировщиков в СССР и за рубежом разница в их стоимости снижается. Эти усилия должны благоприятствовать указанным выше обстоятельствам.

Первые быстрые реакторы как в СССР (БР-1, БР-2), так и за рубежом — в США (CLEMENTINE) и Великобритании (ZEPHYR, ZEUS), представляли собой по сути дела физические сборки небольшого объема, на которых исследовались их нейтронно-физические характеристики. Затем наступило время сооружения экспериментальных быстрых реакторов с натриевым охлаждением. Этот этап имел различную продолжительность в разных странах, в некоторых из них сооружение экспериментальных быстрых реакторов продолжается до сих пор. Перечень экспериментальных быстрых реакторов включает в себя: в США — EBR-I [0,2 МВт(э), 1951 г.], "Энрико Ферми" [61 МВт(э), 1963 г.], EBR-II [20 МВт(э), 1965 г.], FFTF [400 МВт(т), 1979 г.]; в СССР — БР-5 (БР-10) [5–8 МВт(э), 1958 г.], БОР-60 [60 МВт(т), 1969 г.]; в Великобритании — DFR [15 МВт(э), 1962 г.]; во Франции — Рапсодию [40 МВт(т), 1967 г.]; в ФРГ — KNK-II [21 МВт(э), 1977 г.]; в Японии — JOYO [100 МВт(т), 1977 г.]; в Индии — FBTR [15 МВт(э), 1986]; в Италии — REO [140 МВт(т), сооружается].

Практические сведения, накопленные при их эксплуатации, позволили приступить к сооружению энергетических быстрых реакторов. Первым из них стал советский реактор БН-350, запущенный в июле 1973 г. в г. Шевченко. Меньшая часть его мощности предназначена для выработки 150 МВт электрической энергии, а большая — для производства 120 000 т/сут пресной воды посредством опреснения морской воды. Вслед за БН-350 в 1974 г. вошли в строй реакторы PFR в Великобритании и "Феникс" во Франции. Электрическая мощность каждого из них составляет 250 МВт. Следующий советский быстрый реактор с натриевым охлаждением БН-600 был введен в эксплуатацию в апреле 1980 г. на Белоярской АЭС. Его электрическая мощность составляет уже 600 МВт. Во Франции в 1986 г. запущен реактор "Супер Феникс". Его электрическая мощность составляет 1200 МВт. В настоящее время в ФРГ идет строительство быстрого реактора SNR-300 электрической мощностью 327 МВт и реактора в Японии MONJU мощностью 300 МВт.

В процессе разработки и сооружения первых энергетических быстрых реакторов проходили сравнение, отбор различные концепции, варианты

конструкции реактора, теплообменного оборудования, установки в целом. Этот отбор продолжается и сегодня. В частности, нельзя считать решенным вопрос о том, какой должна быть компоновка первого контура быстрого реактора — интегральной (баковой) или петлевой. В разных странах есть сторонники и того и другого вариантов. Их исследования и разработки позволяют выдвигать все новые доводы и аргументы в пользу каждого из них. В СССР лишь реактор БН-350 имеет петлевую компоновку и первого, и второго контуров. Реактор БН-600 выполнен уже с интегральной компоновкой первого контура. Такая же компоновка предусматривается в проектах советских реакторов следующих поколений — БН-800 и БН-1600. Интегральная компоновка в настоящее время полностью преобладает также во французских и английских проектах. Петлевая компоновка сохраняет свои позиции в проектах США, ФРГ и Японии.

Мощность единичных блоков АЭС с реакторами на быстрых нейтронах в проектах ведущих в этой области техники стран — СССР, Франции, Великобритании — достигли 1200–1600 МВт. Планируется все более широкое строительство таких электростанций. Поэтому в процессе разработки реакторов на быстрых нейтронах, как, впрочем, и тепловых реакторов, возрастают объем и качество работ, направленных на исследования и обоснование безопасности их эксплуатации.

На первых порах при разработке проекта реактора БН-350 исследования безопасности его эксплуатации помимо обоснования работоспособности всех его элементов в нормальных режимах работы включали в себя анализ всех предполагаемых аварийных ситуаций. Перечень этих ситуаций получали путем перебора отказов основных агрегатов, узлов установок, наложений этих отказов, сколько-нибудь вероятных с точки зрения специалистов. Но в дальнейшем с увеличением числа проектируемых блоков, расширения спектра технических решений, используемых при создании быстрых реакторов, возникла необходимость каким-то образом формализовать работу по обоснованию безопасности их эксплуатации, регламентировать ее определенными документами. Эта формализация была направлена против просмотров и ошибок в работе, а также должна была способствовать упрощению и повышению качества экспертизы проектов контролирующими органами. Такой же путь в своем развитии исследования безопасности прошли применительно не только к быстрым, но и к тепловым реакторам.

Формализация указанных работ потребовала подготовки нормативных документов, и такие документы были созданы. Главными из них являются "Правила ядерной безопасности" (ПБЯ-74), выпущенные в 1974 г., и "Общие положения обеспечения безопасности атомных станций при проектировании, сооружении и эксплуатации" (ОПБ-82), изданные в 1982 г. Эти документы регламентируют характеристики систем ядерного реактора, ответственных за его безопасность, исследования безопасности в процессе проектирования и пуска реактора, меры по обеспечению его безопасности в процессе эксплуатации. Они содержат организационные и технические требования, выполнение которых является необходимым условием обеспечения безопасности АЭС. ПБЯ-74 целиком

а ОПБ-82 в основной своей части содержат требования, общие для всех типов реакторов. Лишь в специальных разделах ОПБ-82 приведены дополнительные требования по обеспечению безопасности для АЭС с реакторами разных типов и назначений.

АЭС считается безопасной в том случае, если техническими средствами и организационными мерами обеспечивается ограничение в допустимых пределах облучения ее персонала и населения, а также содержания радиоактивных продуктов в окружающей среде при нормальной эксплуатации и всех возможных авариях. Предельно допустимые дозы облучения персонала и населения, допустимое содержание радиоактивных продуктов в окружающей среде устанавливаются нормами радиационной безопасности (НРБ-76).

Очень важным является вопрос о перечне нарушений работы оборудования, систем АЭС, их совпадениях и наложениях, которые должны приниматься во внимание при исследованиях безопасности. Перечень исходных событий возможных аварий разрабатывается генеральным проектировщиком, главным конструктором и научным руководителем станции на основе инженерного анализа всех ее элементов с использованием принципа единичного отказа. При необходимости этот анализ должен учитывать данные о надежности указанных элементов, однако вывод о возможности того или иного отказа в используемых в настоящее время методиках носит детерминированный характер: да или нет. Вероятностные методы анализа безопасности только лишь начинают внедряться в практику проектирования АЭС.

Таким образом, каждое исходное событие — это единичный отказ в системе станции, внешнее событие или ошибочное действие персонала, которое может привести к нарушению пределов ее безопасной эксплуатации. Исходное событие включает в себя также все зависимые отказы, являющиеся его следствием. Развитие всех исходных событий должно быть подробно исследовано расчетным, а при необходимости и экспериментальным путем с целью определения необходимых мер и средств обеспечения безопасности станции. Результаты исследования излагаются в "Техническом обосновании безопасности сооружения и эксплуатации атомной станции", которое включается в состав ее проекта, рассматривается и согласуется органами государственного надзора за безопасностью АЭС.

ОПБ-82 предписывают следующий порядок учета сопутствующих отказов в системах безопасности станции, т.е. в системах, предназначенных для предупреждения аварий и ограничения их последствий: в проекте атомной станции должны быть предусмотрены технические средства и организационные меры, обеспечивающие безопасность при любом из учитываемых проектом исходных событий с наложением одного не зависящего от исходного события отказа любого из следующих элементов систем безопасности: активного элемента или пассивного, имеющего механические движущиеся части. При этом под активными элементами понимают такие элементы, функционирование которых зависит от нормальной работы другого устройства, например управляющего прибора, энергоисточника. Пассивные же элементы — это те элементы, функциони-

рование которых не зависит от нормальной работы других устройств. Дополнительно к отказу одного из указанных выше элементов должны быть учтены необнаруженные заранее отказы не контролируемых при эксплуатации АЭС устройств, влияющих на развитие аварий. В отдельных случаях, когда показан высокий уровень надежности таких устройств, их отказы могут не учитываться.

Очень высокие требования предъявляются при этом к управляющим системам безопасности. Многоканальность этих систем и независимость каналов должны быть таковы, чтобы любые единичные отказы в них, в том числе отказы по общей причине, не нарушали их работоспособности.

Контроль и управление реактором и другими системами АЭС в нормальных и аварийных режимах работы производится с блочного щита управления. Должна быть предусмотрена возможность приведения в действие систем безопасности и получения информации о состоянии реактора с резервного щита управления, если по каким-либо причинам (пожар и т.п.) этого нельзя сделать с блочного щита.

При проектировании активной зоны заранее устанавливаются допустимые число и степень повреждения твэлов и связанные с этим уровни радиоактивности теплоносителя первого контура. Эти уровни используются при определении необходимых характеристик радиационной защиты. Вместе с тем, характеристики активной зоны, конструкция реактора и другого оборудования первого контура должны исключать возможность образования критической массы при любых авариях, в том числе и приводящих к разрушению активной зоны или расплавлению топлива. Если это условие невозможно выполнить, то в проекте необходимо показать, что разрушение активной зоны или плавление топлива, приводящие к критичности, не происходят при дополнительных отказах в системах безопасности и дополнительных требованиях, зависящих от типа реактора. Для быстрых реакторов пока не удастся доказать невозможность образования критической массы при аварийном расплавлении в них ядерного топлива. Поэтому в разделе ОПБ-82, содержащем дополнительные требования по безопасности для АЭС с реакторами разных типов и назначений, для быстрых реакторов предписывается обосновать невозможность расплавления или разрушения активной зоны, приводящих к образованию критической массы, если дополнительно к указанным выше отказам возникает отказ еще одного активного элемента или устройства системы безопасности. В связи с этим в некоторых системах предусматривается дополнительное резервирование ответственных элементов.

В качестве максимальной проектной аварии (МПА) для быстрых реакторов требуется рассмотреть независимо друг от друга одну из двух аварий: разрыв трубопровода первого контура на участке, не имеющем страховочного кожуха; сужение или забивание проходного сечения для теплоносителя в отдельной ТВС за счет распухания материалов, оседания примесей из теплоносителя или попадания в реактор посторонних предметов, приводящие к снижению расхода теплоносителя через эту сборку и к повреждению или плавлению твэлов в ней с распространением повреждений на один ряд окружающих ТВС. Конструкция реактора, характеристики активной зоны в настоящее время выбираются такими.

что перечисленные выше причины повреждения ТВС оказываются практически невозможными. Тем не менее указанная МПА с плавлением топлива в ТВС постулируется в проектах быстрых реакторов впредь до построения достаточно строго доказательства ее невозможности. В этом отношении наглядна судьба МПА, рассматривавшейся 15–20 лет тому назад в проектах зарубежных быстрых реакторов: отключение всех циркуляционных насосов первого контура с одновременным полным отказом АЗ. Расчеты показали, что вероятность такой аварии чрезвычайно низка. Поэтому в ряде стран, развивающих проекты быстрых реакторов, указанную аварию решено перевести в разряд гипотетических, что отражено в соответствующих документах.

Обоснование безопасности станции завершается в период ее физического и энергетического пусков, по программам которых проводятся эксперименты, позволяющие подтвердить достоверность и точность расчетно-теоретических исследований, определить те параметры реактора и других элементов установки, которые не могли быть найдены только лишь расчетом.

Задача настоящей книги — дать представление об объеме и методах исследований переходных и аварийных режимов работы быстрых реакторов, которые необходимы для доказательства их безопасности. Книга адресована эксплуатационному персоналу АЭС, который становится все более активным и полезным помощником научного руководителя, главного конструктора, генерального проектировщика на всех этапах этих исследований. Основное внимание в изложении уделяется физике явлений, параметрам, характеризующим их с точки зрения безопасности. Методы расчета и теоретические модели упрощены и приводятся для того, чтобы, с одной стороны, опираться на них в истолковании полученных результатов, а с другой стороны, дать читателю средства для самостоятельных оценок.

В описании переходных и аварийных режимов работы быстрых реакторов неизбежно придется касаться их конструкции, технологических схем, режимов нормальной эксплуатации. Чтобы не отсылать читателя к другим источникам, эти вопросы кратко освещаются в первой главе. Далее в ней излагаются методы приближенных расчетов переходных процессов в элементах ЯЭУ. Вторая глава посвящена анализу аварийных ситуаций в быстрых реакторах.

## 1. Конструкция и тепловая схема быстрого реактора

Существующие быстрые реакторы по компоновке первого контура можно разделить на интегральные (баковые) и петлевые. Интегральная компоновка означает размещение практически всего оборудования первого контура в едином баке. В установках с петлевой компоновкой промежуточные теплообменники, насосы первого контура вынесены за пределы реакторного бака.

Типичными представителями установок с петлевой и интегральной компоновками являются соответственно БН-350 и БН-600. Поэтому описание их даст достаточное представление о реакторах обоих типов.

Реактор БН-350 имеет тепловую мощность 1000 МВт. Некоторые его параметры приведены в табл. 2.

Реактор помещен в бак из нержавеющей стали максимальным диаметром 6 м, высотой 13 м и толщиной стенки 30–40 мм (рис. 1). Нижняя часть бака (корпуса реактора) представляет собой напорную камеру в которую насосами первого контура подается натрий с напором 1 МПа. Натрий в камеру подводится по шести патрубкам диаметром 500 мм в соответствии с числом теплоотводящих петель.

Над напорной камерой располагается напорный коллектор, состоящий из двух горизонтальных перфорированных плит, соединенных между собой цилиндрическими обечайками и дроссельными втулками. Натрий в коллектор попадает через специальные отверстия в нижней плите.

Внутренняя обечайка коллектора разделяет его на зоны высокого и низкого давления. В отверстия верхней и нижней плит напорного коллектора устанавливаются своими нижними хвостовиками ТВС активной зоны и бокового экрана. При этом в зону высокого давления устанавливаются ТВС активной зоны и двух внутренних рядов бокового экрана, имеющие сравнительно большое энерговыделение. Остальные ТВС бокового экрана устанавливаются в зону низкого давления. Дроссельные втулки в коллекторе закрывают часть отверстий в боковых стенках хвостовиков ТВС, предназначенных для подачи натрия к твэлам. Число отверстий открытых для прохода натрия, разное для различных сборок — таким способом обеспечивается нужное распределение расхода натрия между ними, соответствующее радиальному распределению энерговыделения в реакторе и, следовательно, радиальное выравнивание выходной температуры натрия.

В каждой ТВС активной зоны первой загрузки содержится 169 твэлов диаметром 6,1 мм, расположенных в треугольной решетке с шагом

Т а б л и ц а 2. Основные параметры реакторов БН-350, БН-600

| Параметр                                                      | Реактор |        |
|---------------------------------------------------------------|---------|--------|
|                                                               | БН-350  | БН-600 |
| Мощность, МВт:                                                |         |        |
| тепловая                                                      | 1000    | 1470   |
| электрическая                                                 | 150*    | 600    |
| Температура натрия первого и второго контуров, °С:            |         |        |
| на входе в реактор                                            | 300     | 380    |
| на выходе из реактора                                         | 500     | 550    |
| на входе в ПГ                                                 | 450     | 520    |
| на выходе из ПГ                                               | 270     | 320    |
| Расход натрия через реактор, т/ч                              | 14 100  | 24 000 |
| Параметры свежего пара:                                       |         |        |
| давление, МПа                                                 | 5       | 14     |
| температура, °С                                               | 435     | 505    |
| Размеры активной зоны, м:                                     |         |        |
| эквивалентный диаметр                                         | 1,58    | 2,05   |
| высота                                                        | 1,06    | 0,75   |
| Высота торцевых экранов, м                                    | 0,6     | 0,4    |
| Число зон обогащения                                          | 2       | 2      |
| Число ТВС в этих зонах:                                       |         |        |
| ЗМО                                                           | 109     | 209    |
| ЗБО                                                           | 117     | 162    |
| Число ТВС в боковом экране                                    | 412     | 380    |
| Средняя энергонапряженность активной зоны, МВт/м <sup>3</sup> | 480     | 550    |
| Максимальная линейная мощность твэлов активной зоны, кВт/м    | 44      | 53     |

\* Дополнительно производит 120 000 т пресной воды в сутки.

7 мм. Оболочка твэла из нержавеющей стали имеет толщину 0,4 мм. Топливом является диоксид урана. Для выравнивания энерговыделения используется двухзонное обогащение топлива в активной зоне. С торцов к твэлам активной зоны примыкают твэлы верхнего и нижнего торцевых экранов. Наружный диаметр их составляет 12 мм, оболочка из нержавеющей стали имеет толщину 0,4 мм. В каждой ТВС помещается 37 твэлов нижнего и столько же верхнего торцевого экранов.

Активная зона окружена боковым экраном (зоной воспроизводства). Он состоит из сборок такой же внешней конфигурации, как и ТВС активной зоны. Твэлы бокового экрана имеют наружный диаметр 14,2 мм и оболочку также из нержавеющей стали толщиной 0,5 мм. Число твэлов в каждой ТВС бокового экрана 37.

Пройдя через ТВС активной зоны и бокового экрана, натрий попадает в верхнюю часть корпуса реактора объемом около 100 м<sup>3</sup>. С внутренней стороны корпус реактора облицован листами нержавеющей стали — тепловой защиты, предотвращающей появление больших термических напряжений в нем при быстрых изменениях температуры натрия. Суммарная толщина листов тепловой защиты 60 мм. Корпус реактора охлаждается

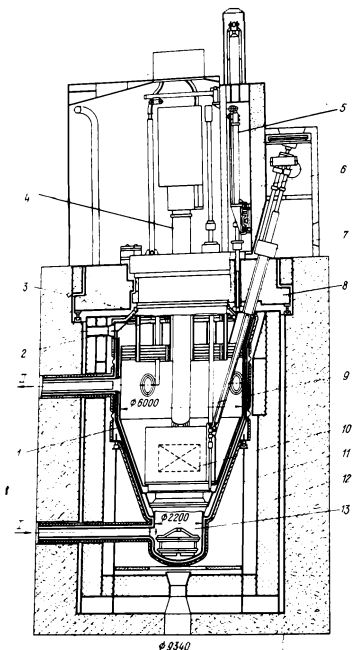


Рис. 1. Реактор БН-350:

1 – корпус реактора; 2 – большая поворотная пробка; 3 – малая поворотная пробка; 4 – центральная колонна с механизмами СУЗ; 5 – механизм передачи сборок; 6 – передаточный бокс; 7 – элеватор загрузки-выгрузки; 8 – верхняя неподвижная защита; 9 – механизм перегрузки; 10 – активная зона; 11 – опора реактора; 12 – боковая защита; 13 – напорная камера

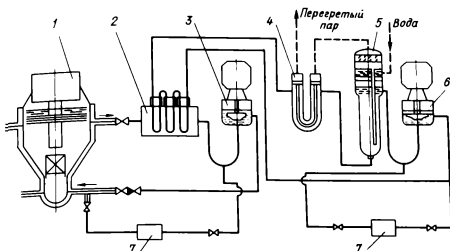


Рис. 2. Тепловая схема установки БН-350:

1 – реактор; 2 – промежуточный теплообменник; 3 – ГЦН первого контура; 4 – ПП; 5 – испаритель; 6 – ГЦН второго контура; 7 – холодная ловушка окислов

натрием, поступающим из напорной камеры по зазору между несущей стенкой корпуса и тепловой защитой. Снаружи корпус реактора окружен страховочным кожухом толщиной 10 мм. Зазор между корпусом и кожухом выбран таким, чтобы при заполнении его натрием в случае течи корпуса уровень натрия в последнем был достаточным для организации циркуляции натрия через ТВС.

В верхней части корпус имеет шесть патрубков диаметром 600 мм по которым натрий отводится к промежуточным теплообменникам

Тепловая схема установки БН-350 изображена на рис. 2. Она имеет шесть идентичных теплоотводящих петель, из которых пять являются рабочими и одна – резервной. Из реактора натрий по всасывающим трубопроводам транспортируется к промежуточным теплообменникам (ПТО). Каждый теплообменник двухкорпусной с противоточно-поперечным током теплоносителей (рис. 3). Натрий первого контура течет в его межтрубном пространстве, натрий второго контура – в трубках. Давлени

Рис. 3. Промежуточный теплообменник реактора БН-350:

1 – вход натрия первого контура; 2 – корпус теплообменника; 3 – грубный пучок; 4 – выход натрия первого контура; 5 – защитная пробка; 6 – вход натрия второго контура; 7 – выход натрия второго контура

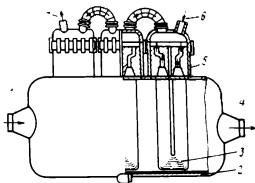
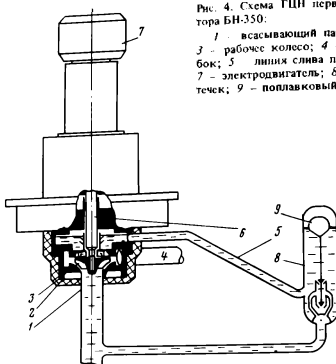


Рис. 4. Схема ГЦН первого контура реактора БН-350:



натрия второго контура в ПТО в любых режимах работы превышает давление натрия первого контура. Это исключает протечки радиоактивного теплоносителя во второй контур. За промежуточным теплообменником в каждой петле установлен главный циркуляционный насос первого контура (ГЦН-1, рис. 4). Насос забирает натрий непосредственно из всасывающего трубопровода. Протечки натрия из напорной части через уплотнение попадают в бак насоса, откуда через бак слива протечек с поплавковым регулятором уровня снова направляются во всасывающий трубопровод.

На выходе каждого ГЦН-1 имеется обратный клапан. Из насосов натрий по трубопроводам диаметром 500 мм поступает в напорную камеру реактора. Длина трубопровода реактор-ПТО составляет 50 м.

Натрий второго контура из ПТО направляется в ПГ. Парогенератор каждой петли включает в себя по два параллельно включенных по натрию и воде-пару испарителя и пароперегревателя (ПП). Натрий второго контура из ПТО поступает в ПП. Каждый ПП имеет 805 U-образных трубок, по которым течет натрий. В межтрубном пространстве ПП навстречу пару течет натрий. Пройдя ПП, он подается в испаритель. В испарителях корпусного типа в качестве теплопередающих элементов используются трубки Фильда. Эти трубки работают, как известно, на основе естественной циркуляции в них пароводяной смеси (рис. 5). Натрий поступает в каждый корпус испарителя снизу и выходит через патрубок в верхней его части. В испарителе имеется газовая подушка над свободным уровнем натрия, которая сообщается со специальной газовой емкостью, общей для

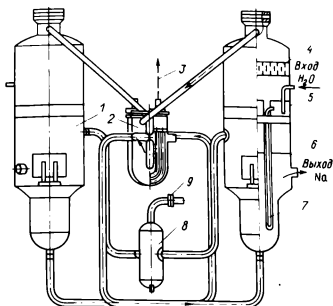


Рис. 5. Схема ПГ реактора БИ-350.

1 – испаритель; 2 – ПП; 3 – перегретый пар; 4 – сепаратор; 5 – уровень воды; 6 – уровень натрия; 7 – трубка Фильда; 8 – сливной бак; 9 – предохранительная мембрана

двух корпусов испарителя. Она предназначена для частичного улавливания натрия, выбрасываемого из ПГ вместе с водородом в случае аварийного разрыва его трубки. Насосы второго контура расположены на его "холодной" стороне, за ПГ по ходу теплоносителя. Их конструкция аналогична конструкции насосов первого контура. Привод насосов первого и второго контуров электрический, электродвигатели асинхронные с короткозамкнутым ротором, двухскоростные (имеют две обмотки в статоре). Одна частота вращения ротора насоса, обеспечиваемая основной обмоткой, номинальная, 1000 об/мин. Вторая частота, пониженная, 250 об/мин. Она используется во вспомогательных режимах работы установки (при перегрузке и отводе остаточного энерговыделения от реактора). Каждая петля в первом и втором ее контурах снабжена запорной арматурой – задвижками с дистанционно управляемым электроприводом. В первом контуре задвижки установлены на всасывающей и напорной сторонах контура – перед ПТО и после насоса, перед обратным клапаном. Трубопроводы первого контура как на всасывающем, так и на напорном участках от реактора до запорной арматуры заключены в страховочные кожуха, предотвращающие большой вылив натрия в случае разрушения трубопроводов.

Система управления и защиты (СУЗ) реактора включает в себя следующие поглощающие стержни: три стержня – для аварийной защиты (АЗ) эффективностью около 1,5  $\beta$  каждый; два – для автоматического регулирования (РС) эффективностью 0,3  $\beta$  каждый; один – для компенсации

температурных и мощностных эффектов реактивности (ТК) эффективно 1,5 β. Кроме того, СУЗ реактора включает в себя шесть топливных стержней для компенсации эффектов выгорания топлива (КС).

Аварийная защита реактора подразделяется на быструю (БАЗ) и медленную (МАЗ). При срабатывании БАЗ размыкаются электромагниты на которых подвешены стержни АЗ, и они падают в активную зону под действием собственного веса и специальных разгоняющих пружин.

Время погружения стержней АЗ в активную зону при этом составляет 1 с. Одновременно по сигналу БАЗ в активную зону вводится с максимальными скоростями с помощью приводных электродвигателей стержни РС и ТК. ГЦН первого и второго контуров при срабатывании БАЗ переводятся с номинальной на пониженную скорость вращения.

В режиме МАЗ стержни АЗ опускаются в активную зону электроприводом со скоростью 1,3 мм/с. Один из стержней РС движется вниз также с минимальной скоростью 10 мм/с, которая используется и при дистанционном управлении им. Такие невысокие скорости ввода поглощающих стержней в активную зону дают соответственно низкие скорости снижения мощности реактора и выходной температуры натрия — значительно ниже, чем при срабатывании БАЗ.

Кроме мощности реактора в установке с помощью автоматических систем поддерживаются уровни воды в испарителях над трубками Фильды и давление пара в ПГ. Уровни воды поддерживаются с помощью известных трехпозиционных регуляторов, в которые поступают сигналы об изменениях расходов воды и пара, а также уровня воды в испарителе. Регуляторы на основе этой информации управляют перемещениями питательных клапанов ПГ. При переходе в режим отвода остаточного энерговыделения, когда мощность, подводимая к ПГ, и соответственно расход питательной воды в них существенно уменьшаются, происходит переход на байпасные питательные линии малого диаметра. Давление в ПГ поддерживается регуляторами "до себя", воздействующими на арматуру, изменяющую расход пара из ПГ.

Подача питательной воды в ПГ в нормальном режиме работы осуществляется питательными электронасосами (ПЭН), которых имеется по одному на каждую теплоотводящую петлю.

Реактор БН-350 работает в энергетическом диапазоне при постоянных расходах теплоносителя в первом и втором контурах. Помимо номинального режима работы на пяти теплоотводящих петлях допустима работа при пониженной мощности на четырех или на трех петлях.

БН-350 относят к опытно-промышленным реакторам на быстрых нейтронах.

Реактор следующего поколения БН-600 по своим характеристикам и назначению может быть отнесен уже к промышленным реакторам (см. табл. 2). Все оборудование первого контура реактора, исключая некоторые вспомогательные системы, расположено в едином баке: реактор, промежуточные теплообменники, ГЦН первого контура. Бак цилиндрической формы с эллиптическим днищем и крышей в виде усеченного конуса имеет диаметр 12,8 и высоту 12,6 м. Толщина стенки корпуса в цилиндрической части — 30 мм. На крышу установлены поворотные пробки, с

помощью которых осуществляется перегрузка реактора. Корпус реактора окружен страховочным кожухом, предотвращающим опасное снижение уровня натрия при течи.

Передача тепла от реактора к ПГ осуществляется в трехконтурной схеме по трем параллельным петлям. В первом контуре (в баке реактора) каждая петля включает в себя два промежуточных теплообменника и ГЦН с управляемым обратным клапаном и двумя параллельными отрезками трубопровода, соединяющими его с напорным коллектором реактора. Поперечный разрез реактора изображен на рис. 6.

Натрий первого контура проходит через ТВС реактора, поступает в надреакторное пространство и оттуда, протекая между вертикальными трубами радиационной защиты, окружающей активную зону и боковой экран, направляется во входные окна ПТО. ПТО представляет собой вертикальный кожухотрубный теплообменник с так называемой плавающей головкой. Схема его изображена на рис. 7. Натрий первого контура проходит в его межтрубном пространстве сверху вниз. Натрий второго контура поступает в ПТО сверху по центральной трубе, опускается по ней в нижний коллектор, а затем поднимается по теплопередающим трубкам вверх. Натрий первого контура, выходя из ПТО, поступает в три сливные камеры. Каждая из этих камер объединяет слив из двух ПТО и соединена со всасом одного из ГЦН, которые устанавливаются в кессоны реактора. Насос первого контура погружной с нижним гидростатическим подшипником, работающим на натрии (рис. 8). Рабочее колесо двухстороннего всасывания укреплено на вертикальной консоли вала. Длина вала насоса 7,6 м, наибольший диаметр 0,68 м. Протечки натрия из гидростатического подшипника сливаются на всас насоса через специальные отверстия. Насос имеет свободный уровень натрия в баке. Разница уровней натрия в баке реактора и в насосе определяется гидравлическим сопротивлением промежуточного теплообменника. Насос имеет запорный обратный клапан диаметром 850 мм с гидравлическим приводом. Этот клапан закрывается при остановке насоса, когда два других насоса контура продолжают работать. Время закрытия клапана составляет 3 с. Для привода насоса используется асинхронный двигатель с фазным ротором и с регулированием частоты вращения с помощью асинхронно-вентильного каскада в диапазоне от номинального значения 970 до 250 об/мин. Из каждого насоса натрий первого контура по двум трубопроводам подается в напорный коллектор реактора. Напорные трубопроводы заключены в страховочные кожухи, предупреждающие опасные последствия их разуплотнения. Из напорного коллектора реактора натрий подводится к модулям ТВС, в каждом из которых размещается до семи ТВС. Размеры подводщей выточки в модуле для каждой ТВС определяют расход натрия через нее. Для выравнивания энерговыделения в активной зоне, как и в реакторе БН-350, используется топливо двух обогащений. Размер шестигранных ТВС "под ключ" составляет 96 мм, шаг их установки 98 мм. Каждая ТВС активной зоны содержит 127 твэлов, расположенных с шагом 8,05 мм в треугольной решетке. Дистанционирование твэлов осуществляется с помощью проволоки, навитой на оболочку. Цилиндрический твэл имеет оболочку из нержавеющей стали наружным

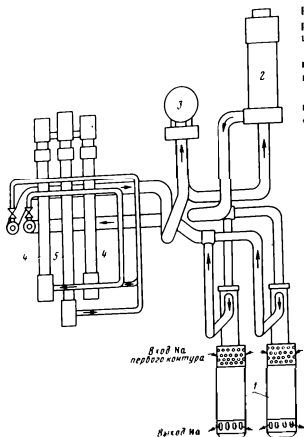


Рис. 11. Расположение оборудования в теплопроводящей петле реактора БН-600 (длины трубопроводов по горизонтали условно сокращены):

1 - ПТО; 2 - ГЦН второго контура; 3 - буферная емкость; 4 - ПП основной и промежуточный; 5 - испаритель

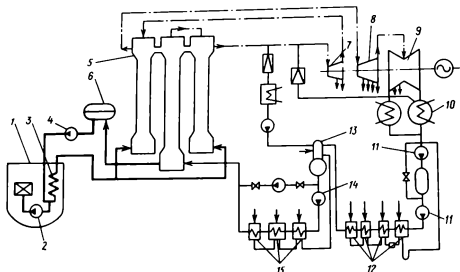


Рис. 12. Тепловая схема III блока БАЭС с реактором БН-600:

1 - реактор; 2 - насос первого контура; 3 - промежуточный теплообменник; 4 - насос второго контура; 5 - ПГ; 6 - буферная емкость; 7-9 - ЦВД, ЦСД, ЦНД турбоустановки соответственно; 10 - конденсатор; 11 - конденсатные насосы; 12 - регенеративные подогреватели низкого давления; 13 - деаэрактор; 14 - питательные насосы; 15 - подогреватели высокого давления

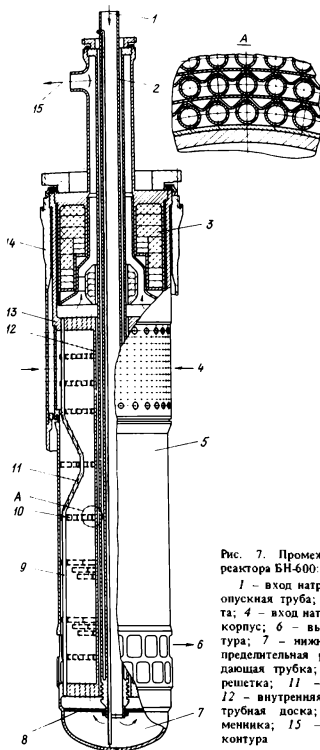
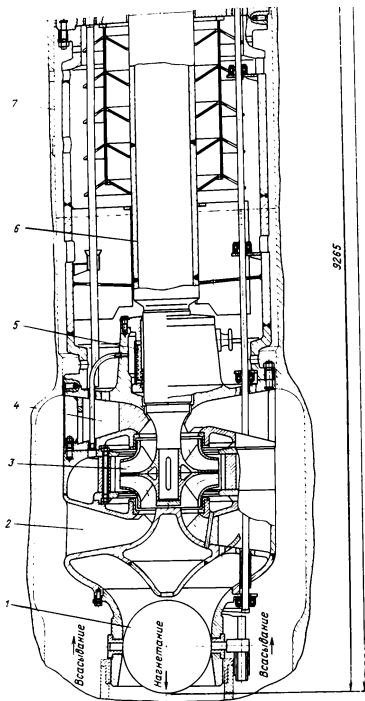


Рис. 7. Промежуточный теплообменник реактора БН-600:

1 – вход натрия второго контура; 2 – опускная труба; 3 – биологическая защита; 4 – вход натрия первого контура; 5 – корпус; 6 – выход натрия первого контура; 7 – нижний коллектор; 8 – распределительная решетка; 9 – теплопередающая трубка; 10 – дистанционирующая решетка; 11 – компенсационный гиб; 12 – внутренняя обечайка; 13 – верхняя трубная доска; 14 – опора теплообменника; 15 – выход натрия второго контура



9265

Рис. 8. Насос первого контура реактора БН-600:

1 обратный клапан; 2 улитка нижняя; 3 рабочее колесо;  
улитка верхняя; 5 гидростатический подпирник; 6 вал; 7 кессон

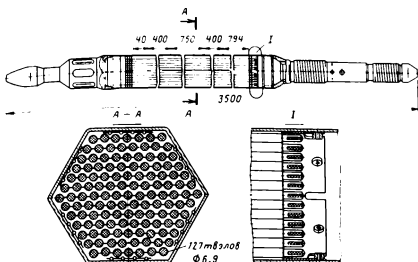


Рис. 9. ТВС активной зоны реактора БН-600

диаметром 6,9 мм и толщиной стенки 0,4 мм. Оболочка заполняется втулками из диоксида урана. Над активной зоной и под ней расположены торцевые экраны из диоксида обедненного урана. ТВЭЛы активной зоны и торцевых экранов размещаются в единых трубках. Общая длина твэла 2,445 м. В нижней части твэла расположена газовая полость, предназначенная для сбора газообразных продуктов деления топлива.

ТВС бокового экрана (боковой зоны воспроизводства) включает в себя 37 твэлов наружным диаметром 14,1 мм и толщиной оболочки 0,4 мм. Оболочка представляет собой стальную трубку с винтовыми ребрами диаметром по ребрам 15,25 мм. В верхней части ТВС активной зоны и бокового экрана снабжены специальными головками для захвата сборок механизмом перегрузки. Отверстия для выхода натрия из сборок расположены в верхней их части на боковой поверхности (рис. 9). Перегрузка ТВС проводится дистанционно управляемыми механизмами под защитой инертного газа по закрытому тракту от реактора до внешнего хранилища. Наведение механизма перегрузки на каждую ТВС проводится с помощью двух упомянутых выше поворотных пробок — большой и малой.

Натрий второго контура подается из ПТО в ПГ трех петель по трубопроводам диаметром 800 мм. Длина этих трубопроводов для различных петель лежит в диапазоне 40–50 м. Парогенератор установки БН-600 прямоточный, секционного типа с натриевым промежуточным перегревом пара (рис. 10). Он состоит из восьми идентичных секций, включенных параллельно по натрию и воде–пару. Каждая секция в свою очередь состоит из трех модулей: экономайзера-испарителя, основного ПП и промежуточного ПП. По конструкции все модули ПГ представляют собой теплообменные аппараты с прямым трубным пучком и линзовым компенсатором термических расширений на корпусе. Высота трубного пучка экономайзера-испарителя 15 м, ПП — 12 м. Трубный пучок испарителя

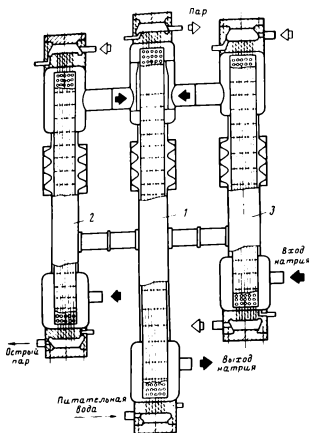


Рис. 10. Секция парогенератора АЭС БН-600:

1 – испаритель; 2 – пароперегреватель; 3 – промежуточный пароперегреватель

изготовлен из перлитной стали 1Х2М, а ПП – из аустенитной нержавеющей стали 0Х18Н9. Для аустенитных сталей возможна коррозия по напряжением. Поэтому тепловая схема станции и режимы ее работы построены таким образом, чтобы исключить возможность попадания влаги в ПП во всех возможных ситуациях. Температура пара на выходе из испарителей должна превышать температуру насыщения по крайней мере на 20 °С. Это ограничение, оказывающее существенное влияние на регламент пуска и остановки ПГ, реализуется защитными действиями автоматики.

Во всех модулях ПГ используется противоточное движение воды (пара) и натрия, при этом вода или пар текут в трубках, а натрий – в межтрубном пространстве. Натрий второго контура, поступающий в каждую секцию ПГ, разделяется на два потока, один из которых направляется в основную ПП, а другой – в промежуточный. Пройдя ПП снизу вверх натрий входит сверху в экономайзер-испаритель и опускается вниз. Питательная вода, наоборот, входит в экономайзер-испаритель снизу, св

жий пар выходит из нижней камеры ПП. Второй контур установки БН-600 не имеет запорной арматуры на основных трубопроводах большого диаметра. Такая арматура установлена на трубопроводах диаметром 300 мм подвода натрия к каждой секции ПГ и отвода его от секции. На пароводяных трубопроводах установлена запорная и регулирующая арматура, а также быстродействующая арматура для сброса воды и пара из ПГ и отсечки его по воде и пару от третьего контура при аварийном разрыве теплопередающей трубки и попадания воды в натрий.

Выйдя из ПГ, натрий второго контура поднимается в буферную емкость. Насос второго контура расположен за буферной емкостью. По конструкции он несколько проще насоса первого контура. Он имеет рабочее колесо закрытого типа с односторонним всасыванием. Рабочее колесо укреплено на вертикальной консоли вала, который вращается в двух подшипниках: верхнем — масляном гидродинамическом и нижнем — натриевом гидростатическом. Для привода насоса, как и в первом контуре, используется асинхронный двигатель с фазным ротором. Частота его вращения также регулируется в диапазоне 250–1000 об/мин. Компоновка второго контура достаточно сложна для развития в нем естественной циркуляции теплоносителя.

Трубопроводы второго контура имеют значительные подъемы перед буферной емкостью и насосом (рис. 11). Влияние этих особенностей компоновки на естественную циркуляцию натрия рассматривается ниже. Подача питательной воды в каждый ПГ осуществляется тремя ПЭН, два из которых работают, а один находится в резерве. При выходе из строя одного из работающих насосов должен включиться резервный.

Свежий пар из каждого ПГ направляется в турбину К-200-130. После ЦВД турбины пар поступает в промежуточный ПП и оттуда возвращается в цилиндр среднего давления (ЦСД). Таким образом, каждая теплоотводящая петля содержит блок парогенератор — турбина. Тепловая схема станции изображена на рис. 12. Высокие параметры паросилового цикла позволили применить на станции стандартное оборудование машинного зала: регенеративные подогреватели высокого и низкого давления, конденсаторы, деаэраторы, циркуляционные, конденсатные и питательные насосы, турбину.

СУЗ реактора БН-600, так же как и СУЗ реактора БН-350, включает в себя органы АЗ, автоматического регулирования, компенсации температурных и мощностных эффектов реактивности, выгорания.

Число стержней АЗ здесь равно пяти, их суммарная эффективность составляет 4,3  $\beta$ . Помимо этих стержней введен еще один аварийный стержень АЗ-П небольшой эффективности (0,4  $\beta$ ), который служит для снижения мощности реактора при отключении одной теплоотводящей петли из трех.

Два автоматических РС суммарной эффективностью 0,8  $\beta$  имеют максимальную скорость в режиме регулирования 70 мм/с при рабочем ходе 800 мм. Один из стержней регулятора используется для поддержания мощности реактора, второй находится в резерве.

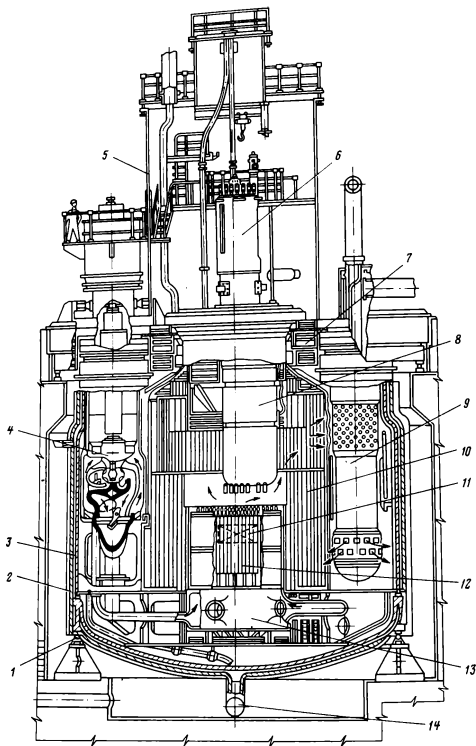


Рис. 6. Реактор БН-600:

1 – катковая опора реактора; 2 – страховочный корпус; 3 – корпус реактора; 4 – ГЦН; 5 – защитный колпак; 6 – приводы органов СУЗ; 7 – поворотная пробка; 8 – центральная поворотная колонна; 9 – промежуточный теплообменник; 10 – внутрибаковая радиационная защита; 11 – активная зона; 12 – зона воспроизводства; 13 – натопная камера; 14 – входной патрубок системы газового разогрева

Для компенсации температурных и мощностных эффектов, а также выгорания топлива служат 19 стержней КС и ТК КС суммарной эффективностью 8,5 β. Стержни АЗ изготовлены из высокообогащенного карбида бора. Стержни регулятора и компенсаторы (КС и КС-ТК) выполнены из оксида европия. Приводы и направляющие трубы органов СУЗ размещены на малой поворотной пробке реактора. Внутри направляющих труб перемещаются штанги органов СУЗ. Направляющие трубы СУЗ имеют большую длину. Поэтому для исключения вибрации и перемещений, защиты от потока горячего натрия они связаны в нескольких сечениях по высоте плитами и заключены в общий кожух с многослойной тепловой защитой. Эту сборку направляющих труб СУЗ в цилиндрическом кожухе с эллиптическим днищем называют центральной поворотной колонной. Через эту колонну проходят также 20 термопар для контроля температуры натрия на выходе из ТВС активной зоны. Помимо этих термопар реактор оснащен двумя группами термопар по 4 штуки в каждой для контроля среднесмешанной температуры натрия на выходе из реактора — так называемыми баковыми термопарами. Она размещаются в зоне перепада натрия из активной зоны в промежуточные теплообменники. Термопары установлены также на входе в каждый ПТО и на выходе из него.

Расход натрия через реактор измеряется с помощью расходомера, установленного на байпасе активной зоны. Этот трубопровод диаметром 40 мм соединяет напорный коллектор реактора с его выходной смешительной камерой. Показано, что во всех режимах работы расход натрия через байпасный трубопровод изменяется практически пропорционально расходу натрия через реактор. Сигнал байпасного расходомера используется в АЗ реактора.

Уровень натрия в первом контуре измеряется с помощью электромагнитных уровнемеров в баках реактора и циркуляционных насосов.

В установке БН-600 автоматически поддерживаются мощность реактора (поток нейтронов через ионизационную камеру), скорость вращения насосов первого и второго контуров, температура натрия на выходе из ПГ, давление пара в ПГ. Поддержание мощности реактора осуществляется традиционным нейтронным регулятором, так же как на реакторе БН-350. Температура натрия на выходе из ПГ поддерживается на заданном уровне воздействием на расход питательной воды через ПГ. Для обеспечения достаточного качества регулирования при уменьшении расхода питательной воды происходит переход с основного питательного трубопровода на байпас вначале одного, а затем следующего, еще меньшего, диаметра. Давление пара в ПГ поддерживается регулирующими клапанами турбин. Это связано с тем, что установка работает в базовом режиме и скорость вращения турбин задается частотой изменения тока в сети.

## 2. Кинетика ядерного реактора. Остаточное энерговыделение

Расчет переходного процесса в ядерном реакторе сводится к совместному решению уравнений, описывающих изменение его мощности, температурного поля активной зоны, реактивности за счет температурных эффектов, а также за счет работы систем автоматического регулирования.

ния, АЗ. Во многих случаях дополнительно к ним потребуется решение уравнений динамики теплообменных аппаратов, ПГ, трубопроводов, уравнений нестационарной гидравлики. Здесь не ставится задача подробного и цельного изложения методов расчета переходных процессов в ядерно-энергетических установках с быстрыми реакторами. В нижеследующих разделах сделана попытка с привлечением простых математических моделей проиллюстрировать различные стороны физики переходных процессов – нейтронно-физических, тепловых, гидравлических. При этом математические модели и описания процессов выбирались такими, чтобы они, несмотря на простоту и наглядность, были пригодны и достаточно точны для количественных экспресс-оценок различных параметров переходных процессов, потребность в которых часто возникает при эксплуатации установок.

Тепловыделение в ядерном реакторе возникает в результате деления ядер урана и плутония. Энергия, выделяющаяся в каждом акте деления, составляет около 200 МэВ, что эквивалентно  $3,2 \cdot 10^{-17}$  Дж. Эта энергия складывается из нескольких составляющих. Главная ее часть – около 93 % – выделяется практически мгновенно при делении ядра. В эту часть входят кинетическая энергия осколков деления, энергия мгновенного  $\gamma$ -излучения сопровождающего деление, нейтронов деления. Эта основная компонента мощности ядерного реактора пропорциональна числу делений в единицу времени. Ее изменение во времени описывается известными уравнениями нейтронной кинетики.

Меньшая часть мощности тепловыделения в ядерном реакторе – около 7 % – обусловлена  $\beta$ - и  $\gamma$ -распадом радиоактивных продуктов, возникающих в результате деления ядер топлива и радиационного захвата нейтронов ядрами материалов активной зоны.

Рассмотрим уравнения кинетики ядерного реактора:

$$l \left( \frac{dn}{dt} \right) = (\rho - \beta)n + \sum_i C_i \lambda_i; \quad (1)$$

$$dC_i/dt = \beta_i n - C_i \lambda_i. \quad (2)$$

Эти уравнения можно вывести из уравнений нестационарной диффузии нейтронов, допуская, что все нейтроны в реакторе имеют одинаковую энергию, а относительные распределения потока нейтронов по радиусу и осевой координате реактора не изменяются во времени. Уравнения (1) и (2) могут быть получены и на основе более элементарных соображений; по сути дела, это – уравнения баланса нейтронов в реакторе. В этих уравнениях  $n$  можно интерпретировать как плотность нейтронов (число нейтронов в единице объема), совокупное число нейтронов в реакторе в данный момент времени, мощность реактора, поскольку при сделанных допущениях это все величины, пропорциональные друг другу. Для определенности в дальнейшем будем под  $n$  понимать мощность реактора. В (1) и (2)  $C_i$  – величины, пропорциональные концентрации ядер – предшественников запаздывающих нейтронов  $i$ -й группы;  $\lambda_i$  – постоянная распада этих ядер;  $\beta_i$  – эффективная доля запаздывающих нейтронов  $i$ -й группы;  $\tau$  – время;  $l$  – время жизни мгновенных ней-

ронов:

$$\beta = \sum_i \beta_i; \quad (3)$$

$\rho$  – реактивность:

$$\rho = (k - 1)/k, \quad (4)$$

где  $k$  – эффективный коэффициент размножения нейтронов в реакторе, т.е. отношение количества нейтронов в нем в текущий момент времени к количеству нейтронов предыдущего поколения. В стационарном режиме работы реактора, когда все составляющие баланса нейтронов в совокупности компенсируют друг друга,  $k = 1$ ,  $\rho = 0$ . В переходных режимах реактивность отклоняется от нуля.

В настоящее время принято описание всей совокупности ядер-предшественников запаздывающих нейтронов в реакторе шестью группами. Такое описание является достаточно точным для практических целей. Параметры запаздывающих нейтронов – постоянные распада ядер-предшественников и их выход по группам – приведены в многочисленных справочниках и учебных пособиях для всех делящихся нуклидов. Поэтому не будем здесь приводить значения этих констант. Напомним только, что эффективная доля запаздывающих нейтронов при делении урана-235 составляет  $0,7 \cdot 10^{-2}$ , при делении плутония-239 –  $0,21 \cdot 10^{-2}$ . Фактически в быстром реакторе эффективная доля запаздывающих нейтронов может отличаться от этих значений, поскольку она рассчитывается с учетом относительного вклада делений всех нуклидов, находящихся в активной зоне, включая уран-238. Постоянные распада ядер-предшественников мало различаются для всех делящихся материалов. Они лежат для шести групп в диапазоне от 5 до  $0,02 \text{ с}^{-1}$ . Соответственно средние времена жизни запаздывающих нейтронов по группам (величины, обратные постоянным распада) составляют от 0,17 до 55 с. Иногда для приближенных оценок шесть групп запаздывающих нейтронов заменяют одной. Обычно для быстрого реактора при одnogрупповом описании запаздывающих нейтронов полагают  $\lambda = 0,1 \text{ с}^{-1}$ .

Решение (1) и (2) несложно для того случая, когда реактивность с нуля изменяется мгновенным скачком до  $\rho$  и далее остается постоянной. Такое решение приведено во многих источниках. Однако в практическом использовании оно довольно громоздко, так как при учете шести групп запаздывающих нейтронов требует нахождения корней уравнения седьмой степени. Поэтому не будем приводить здесь это решение, а ограничимся лишь некоторыми приближенными его вариантами для случаев, когда  $\rho > \beta$  и  $\rho < \beta$  при учете одной группы запаздывающих нейтронов.

Если  $\rho > \beta$ , то запаздывающие нейтроны оказывают слабое влияние на изменение мощности реактора и ими можно пренебречь. В этом случае

$$n = n_0 e^{\frac{\rho - \beta}{l} \tau},$$

где  $n_0$  – начальное значение мощности. Таким образом, в этом случае

период реактора, т.е. время изменения мощности в  $\epsilon$  раз, равен

$$\tau_R = l / (\rho - \beta).$$

Поскольку время жизни мгновенных нейтронов  $l$  — величина очень малая, то период реактора при разгоне на мгновенных нейтронах также очень мал даже при небольших превышениях  $\rho$  над  $\beta$ . Регламент эксплуатации, конструкция, система аварийной защиты реактора практически исключают возможность его разгона на мгновенных нейтронах. Поэтому в процессе эксплуатации не возникает необходимости каких-либо оценок в процессе эксплуатации. В реальных переходных процессах реактивности при положительных ее отклонениях всегда значительно меньше эффективной доли запаздывающих нейтронов. В таких процессах скорости изменения мощности сравнительно невелики, поэтому левой части (1) можно пренебречь и считать ее равной нулю. Это означает, что мы полагаем равным нулю время жизни мгновенных нейтронов. Если дополнить к этому опишем запаздывающие нейтроны одной группой, то получим следующую зависимость мощности реактора от времени после ступенчатого изменения реактивности:

$$\frac{n}{n_0} = \frac{\beta}{\beta - \rho} e^{\frac{\rho \lambda \tau}{\beta - \rho}} = \frac{e^{\frac{\bar{\rho} \lambda \tau}{1 - \bar{\rho}}}}{1 - \bar{\rho}}, \quad (5)$$

где  $\bar{\rho} = \rho/\beta$  — реактивность, выраженная в долях  $\beta$ . Как видим, в этом случае период реактора составляет

$$\tau_R = (1 - \bar{\rho}) / (\bar{\rho} \lambda). \quad (6)$$

В общем случае под периодом реактора понимают отношение его мощности к скорости ее изменения:

$$\tau_R = \frac{n}{dn/d\tau} \quad (7)$$

Если мощность реактора изменяется во времени не по экспоненциальному, а по любому другому закону, то период не является постоянной величиной. В соответствии с (7) период может быть положительным и отрицательным. В стационарном режиме работы, когда скорость изменения мощности равна нулю, период стремится к бесконечности.

Выражение (5) показывает, что сразу после скачка реактивности мощность мгновенно (на самом деле за время, соизмеримое с  $l$ ) изменяется с  $n_0$  до  $n_0/(1 - \bar{\rho})$  и далее растет или падает в зависимости от знака реактивности с периодом, определяемым по (6).

Нужно сказать, что решение (5) в задачах, связанных с повседневной эксплуатацией, имеет ограниченное применение. В эксплуатационной практике гораздо чаще приходится отвечать на вопрос: как нужно изменять реактивность, чтобы обеспечить изменение мощности реактора по заданному закону? В настоящее время большинство реакторов оснащается реактиметрами. Эксплуатационный персонал успешно пользуется этим

приборами в режимах подъема и снижения мощности. Регламентами эксплуатации реакторов часто предусматриваются режимы подъема мощности с постоянным периодом, подъема и снижения мощности с постоянной скоростью. Может возникнуть необходимость изменения мощности реактора во времени и по другим законам, например кратковременного снижения или повышения ее с последующим восстановлением исходного значения. Во всех этих случаях управление реактором упрощается, если известны необходимые зависимости реактивности от времени, которые соответствуют заданным законам изменения мощности. Получим приближенное решение уравнений кинетики относительно реактивности  $\bar{\rho}(\tau)$  при любой заданной функции  $n(\tau)$ . Поскольку решение предназначено для  $\bar{\rho} < 1$ , левой частью (1) пренебрегаем, полагая ее равной нулю. При этом (1) можно переписать следующим образом:

$$\bar{\rho} = 1 - \sum_i \bar{C}_i \lambda_i / n. \quad (8)$$

Здесь реактивность, как уже было сделано выше, выражена в долях  $\beta$ ;  
 $\bar{C}_i = C_i / \beta.$  (9)

Вначале получим изменение реактивности при подъеме или снижении мощности реактора с постоянной скоростью за время  $\Delta\tau$  на заданную величину с последующим поддержанием ее на постоянном уровне (рис. 13):

$$\left. \begin{aligned} \text{при } \tau = 0 \quad n = n_0; \\ \text{при } 0 < \tau \leq \Delta\tau \quad n = n_0 + \frac{\Delta n}{\Delta\tau} \tau; \\ \text{при } \tau > \Delta\tau \quad n = n_0 + \Delta n = n_1. \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

Для такого изменения мощности из решения уравнения (2) получим следующие выражения для концентрации ядер-предшественников запаздывающих нейтронов  $i$ -й группы:

$$\text{при } \tau = 0 \quad \bar{C}_{i,0} = \frac{\beta_i}{\beta} \frac{n_0}{\lambda_i} = a_i \frac{n_0}{\lambda_i}; \quad (11)$$

$$\text{при } 0 < \tau < \Delta\tau$$

$$\bar{C}_i = \frac{a_i n}{\lambda_i} - \frac{\Delta n}{\Delta\tau} \frac{a_i (1 - e^{-\lambda_i \tau})}{\lambda_i^2}; \quad (12)$$

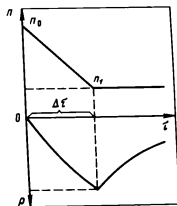


Рис. 13. Базовые зависимости мощности и реактивности от времени

при  $\tau > \Delta\tau$

$$\bar{C}_i = \frac{a_i n_1}{\lambda_i} - \frac{\Delta n}{\Delta\tau} \frac{a_i (1 - e^{-\lambda_i \Delta\tau})}{\lambda_i^2} e^{-(\tau - \Delta\tau)\lambda_i}. \quad (13)$$

Здесь  $a_i = \beta_i/\beta$  — относительный выход запаздывающих нейтронов по группам;  $\Delta n = n_1 - n_0$  — изменение мощности за время  $\Delta\tau$ .

Подстановка (11) — (13) в (8) позволяет получить следующее выражение для изменения реактивности при заданном законе изменения мощности:

$$\bar{\rho} = \frac{\Delta n}{n(\tau)} U_{\Delta\tau}(\tau). \quad (14)$$

При указанной подстановке учтено, что

$$\sum_{i=1}^6 a_i = 1. \quad (15)$$

Функцию  $U_{\Delta\tau}(\tau)$  назовем функцией линейного отклика, ибо она определяет такое изменение реактивности, откликом на которое является линейное изменение мощности в течение времени  $\Delta\tau$  с последующим подержанием постоянного ее значения. Эта функция в соответствии с (8) (11) — (13) задается следующими соотношениями:

при  $0 \leq \tau \leq \Delta\tau$

$$U_{\Delta\tau}(\tau) = \sum_{i=1}^6 \frac{a_i (1 - e^{-\lambda_i \tau})}{\lambda_i \Delta\tau}; \quad (16)$$

при  $\tau > \Delta\tau$

$$U_{\Delta\tau}(\tau) = \sum_{i=1}^6 \frac{a_i (1 - e^{-\lambda_i \Delta\tau})}{\lambda_i \Delta\tau} e^{-\lambda_i (\tau - \Delta\tau)}. \quad (17)$$

Как видим, функция эта положительная при всех значениях  $\tau$  и стремится к нулю с увеличением  $\tau$ . Максимального значения она достигает при  $\tau = \Delta\tau$ . Таким образом, в (14) знак реактивности  $\bar{\rho}$  определяется знаком  $\Delta n$ : если  $n_1 > n_0$ , то  $\bar{\rho} > 0$ , в противном случае  $\bar{\rho} < 0$ . Для мгновенных изменений мощности, переходя к пределу при  $\Delta\tau \rightarrow 0$  в (17), получим

$$U_0(\tau) = \sum_{i=1}^6 a_i e^{-\lambda_i \tau}.$$

При всех  $\tau$   $U_{\Delta\tau}(\tau) \leq 1$ . Обратим также внимание на то, что в соответствии с (14) для  $\Delta n > 0$

$$\bar{\rho} < U_{\Delta\tau}(\tau). \quad (18)$$

Это обстоятельство нужно учитывать в последующих выводах.

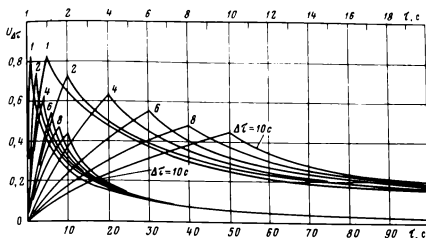


Рис. 14. Функции линейного отклика для урана:  
нижняя шкала времени относится к нижней группе кривых, верхняя – к верхней

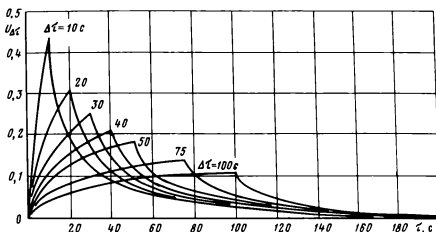


Рис. 15. Функции линейного отклика для урана:  
цифры у кривых – значения  $\Delta\tau$ , с

Функции линейного отклика  $U_{\Delta\tau}(\tau)$  для различных  $\Delta\tau$  построены на рис. 14 и 15 для реактора, основным делящимся нуклидом в котором являются уран-235. В приложении даны табличные значения этих функций как для урана, так и для плутония. Их использование очень упрощает расчет законов изменения реактивности.

Для примера на рис. 16 представлены рассчитанные с помощью этих функций изменения реактивности, необходимые для различных снижений мощности реактора за 10 с. Это время близко к минимальному времени полного хода стержня автоматического регулятора реактора БН-600. Эффективность одного поглощающего стержня составляет около 0,4  $\beta$ . Расчет показывает, что за счет ввода такой отрицательной реактивности

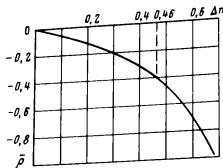


Рис. 16. Зависимость эффективности поглощающего стержня, необходимого для снижения мощности на величину  $\Delta \rho$  за 10 с, от  $\Delta \rho$

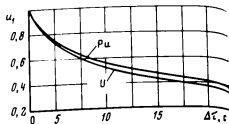


Рис. 17. Функция линейного отклонения  $u_1 = U_{\Delta T}(\Delta T)$

за 10 с мощность реактора может быть снижена на 46 % исходного значения. Нужно, конечно, учитывать, что если исходная мощность реактора велика, то в процессе ее снижения появятся температурные эффекты реактивности, которые уменьшат абсолютное значение фактически введенной реактивности за время полного хода РС. Поэтому приведенная выше количественная оценка справедлива для достаточно низкого исходного уровня мощности, на котором температурные эффекты не играют большой роли. Температурные эффекты и другие факторы, влияющие на реактивность, будут рассмотрены ниже. В решении же уравнений кинетики реактивность выступает как интегральный параметр, представляющий собой результат совокупного действия всех этих факторов. В качестве такого параметра реактивность контролируется реактиметром.

Из (14) получим следующее значение конечного уровня мощности реактора  $n_1$ , которое достигается после ввода реактивности  $\bar{\rho}$  за время  $\Delta t$ :

$$n_1 = n_0 / \left[ 1 - \frac{\bar{\rho}}{U_{\Delta T}(\Delta T)} \right] \quad (19)$$

Из (5) также получим значение уровня мощности  $n_1$ , которое достигается сразу же после мгновенного ввода реактивности:

$$n_1 = n_0 / (1 - \bar{\rho}). \quad (20)$$

Это выражение часто используется для оценок отклонений мощности не только при мгновенных, а и при достаточно быстрых изменениях реактивности, когда концентрации ядер-предшественников запаздывающих нейтронов фактически остаются постоянными. Это справедливо, если время изменения мощности значительно меньше среднего времени жизни запаздывающих нейтронов. Сравнение (19) и (20) показывает, что функция  $U_{\Delta T}$  учитывает изменение вклада запаздывающих нейтронов за время снижения мощности. Функция  $u_1 = U_{\Delta T}(\Delta T)$  изображена на рис. 17. Она представляет собой кривую, проведенную по максимумам кривых  $U_{\Delta T}(\tau)$  представленных на рис. 14 и 15. Эта кривая показывает, что изменение вклада запаздывающих нейтронов довольно существенно даже в тех слу-

чаях, когда мощность изменяется за несколько секунд. Например, для  $\Delta\tau = 10$  с  $u_1 = U_{\Delta\tau}(\Delta\tau) = 0,465$ . Если  $\Delta\tau = 1$  с, то  $u_1 = 0,834$ . Поэтому даже при  $\Delta\tau = 1$  с оценка отклонений мощности по (20) будет иметь существенную погрешность. Такой оценкой, например, пользуются при определении мощности реактора, которая достигается сразу же после падения в его активную зону стержней АЗ. Время падения стержней составляет 0,8–1 с. Предпочтительнее и здесь пользоваться выражением (19), которое не дает указанной погрешности.

На рис. 17 функции  $u_1(\Delta\tau)$  построены для урана и плутония. Разница между ними не превышает 10–12 %. Это означает, что примерно такую же относительную погрешность будет давать реактиметр, настроенный на параметры плутония, при использовании его в реакторе, работающем на уране, и наоборот. При этом "плутониевый" реактиметр завышает абсолютное значение реактивности, а урановый занижает.

Введенные выше функции линейного отклика  $U_{\Delta\tau}$  можно использовать для простого расчета законов изменения реактивности, соответствующих произвольным функциям изменения мощности реактора во времени. Для этого достаточно кривую изменения мощности  $n(\tau)$  приближенно описать кусочно-линейной или кусочно-постоянной функцией. Обозначим изменение мощности на  $k$ -й ступени  $\Delta n_k$ , значение мощности при  $\tau_k = k\Delta\tau$  обозначим  $n_k$  (рис. 18). Дополнительно для упрощения записи введем следующие обозначения:

$$U_{\Delta\tau}(\tau_k) = u_k; \quad (21)$$

$$U_0(\tau_k) = u_{0k}. \quad (22)$$

В этой записи предполагается, что функции  $U_{\Delta\tau}$ ,  $U_0$  задаются с постоянным шагом по времени, равным  $\Delta\tau$ .

Опуская промежуточные выкладки, которые несложно произвести с помощью (12) – (13), запишем сразу конечные выражения для реактивности  $\bar{\rho}_m$  в моменты времени  $\tau = m\Delta\tau$ .

При кусочно-линейной аппроксимации  $n(\tau)$

$$\bar{\rho}_m = \sum_{k=1}^m \frac{\Delta n_k}{n_m} u_{m-k+1}. \quad (23)$$

При кусочно-постоянной аппроксимации  $n(\tau)$  изменение реактивности является разрывной функцией времени.

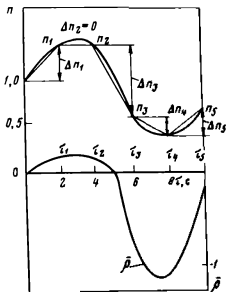


Рис. 18. Кусочно-линейная аппроксимация зависимости мощности от времени, применяемая при расчете реактивности

Реактивность на  $m$ -м шаге по времени до мгновенного изменения мощности на этом шаге

$$\bar{\rho}_{m1} = \sum_{k=0}^{m-1} \frac{\Delta n_k}{n_m} u_{0 \ m-k} \quad (24)$$

Реактивность на  $m$ -м шаге по времени после мгновенного изменения мощности на этом шаге

$$\bar{\rho}_{m2} = \sum_{k=0}^m \frac{\Delta n_k}{n_m} u_{0 \ m-k} \quad (25)$$

Можно получить более общее выражение для вычисления реактивности, которое сводится к частным случаям (23)–(25). Полагаем, что зависимость мощности от времени  $n(t)$  аппроксимируется кусочной линейной функцией с неравномерным шагом разбивки по времени  $\Delta t$ . В этом случае

$$\tau_m = \sum_{k=1}^m \Delta \tau_k \quad (26)$$

К сожалению, в выражении для  $\bar{\rho}$  теперь нельзя воспользоваться эквивалентными обозначениями (21), (22), так как входящие в это выражение функции линейного отклика будут относиться к различным  $\Delta t$ . Поэтому приходится возвращаться к исходному более полному их обозначению. Итак,

$$\bar{\rho} = \frac{1}{n_m} \sum_{k=1}^m \Delta n_k U_{\Delta \tau_k} (\tau_m - \tau_k + \Delta \tau_k).$$

В предельных случаях при

$$\Delta \tau_k \rightarrow 0 \quad U_{\Delta \tau_k} = U_0.$$

Нужно учитывать, что при  $\tau = 0$  функция  $U_0(0)$  разрывная: она имеет 2 значения – 0 и 1. Тем самым она описывает мгновенное изменение реактивности, соответствующее скачку мощности.

В качестве примера рассчитаем изменение реактивности при изменении мощности, изображенном на рис. 18. Последовательные значения мощ-

Таблица 3. Последовательные значения мощности реактора, функций линейного отклика, реактивности. Пример расчета

| $k$ | $\tau, c$ | $n_k$ | $\Delta n_k$ | $u_k$ | $\bar{\rho}_k$ | $\bar{\rho}_{k,*}$ |
|-----|-----------|-------|--------------|-------|----------------|--------------------|
| 0   | 0         | 1,0   | 0            | 0     | 0              | 0                  |
| 1   | 2         | 1,4   | 0,4          | 0,761 | 0,217          | 0,214              |
| 2   | 4         | 1,4   | 0            | 0,529 | 0,151          | 0,143              |
| 3   | 6         | 0,6   | -0,8         | 0,411 | -0,741         | -0,779             |
| 4   | 8         | 0,4   | -0,2         | 0,337 | -1,102         | -1,102             |
| 5   | 10        | 0,7   | 0,3          | 0,286 | -0,131         | -0,116             |

ности, заданные с интервалом  $\Delta\tau = 2$  с, а также взятые из таблиц приложения 1 значения функции линейного отклика  $u_k$  в соответствующие моменты времени приведены в табл. 3.

В соответствии с (23)

$$\bar{\rho}_1 = + \frac{0,4}{1,4} \cdot 0,761 = 0,217;$$

$$\bar{\rho}_2 = \frac{0 \cdot 0,761 + 0,4 \cdot 0,529}{1,4} = 0,151;$$

$$\bar{\rho}_3 = \frac{-0,8 \cdot 0,761 + 0 \cdot 0,529 + 0,4 \cdot 0,411}{0,6} = -0,741;$$

$$\bar{\rho}_4 = \frac{-0,2 \cdot 0,761 - 0,8 \cdot 0,529 + 0 \cdot 0,411 + 0,4 \cdot 0,337}{0,4} = -1,102;$$

$$\bar{\rho}_5 = \frac{0,3 \cdot 0,761 - 0,2 \cdot 0,529 - 0,8 \cdot 0,411 + 0 \cdot 0,337 + 0,4 \cdot 0,286}{0,7} = -0,131.$$

Вычисленные значения реактивности также сведены в табл. 3. В этой таблице  $\bar{\rho}_k$  — последовательные значения реактивности при кусочно-линейной аппроксимации функции  $\lambda(\tau)$  с шагом по времени  $\Delta\tau = 2$  с;  $\bar{\rho}_k, \dots$  значения реактивности, полученные путем интегрирования уравнений кинетики (1), (2) на ЭВМ для функции  $\lambda(\tau)$ , изображенной на рис. 18. Как видим, значения реактивности, полученные разными способами, близки одна к другой.

Выражения (16), (17) для функций линейного отклика при равномерной разбивке по времени ( $\tau_k = k\Delta\tau$ ) можно переписать следующим образом.

Предварительно обозначим

$$\xi_i = e^{-\lambda_i \Delta\tau}. \quad (27)$$

Тогда

$$u_k = \sum_{i=1}^6 \frac{a_i (1 - \xi_i)}{\lambda_i \Delta\tau} \xi_i^{k-1}; \quad (28)$$

$$u_{0k} = \sum_{i=1}^6 a_i \xi_i^k. \quad (29)$$

Эти выражения довольно громоздки для расчетов в эксплуатационной практике, но они очень удобны для организации вычислений на ЭВМ. В совокупности с (23) — (25) они позволяют построить экономные программы для вычисления реактивности. Для расчетов с помощью микрокалькулятора или логарифмической линейки предпочтительнее пользоваться табличными значениями функций  $u_k$ , которые приведены в приложении.

Запишем с помощью (23)–(25) и дополнительно введенных обозначений законы изменения реактивности для некоторых типовых функций

1. Линейное изменение мощности от  $n_0$  до  $n_1$  за время  $\Delta t$  и последующее поддержание ее на постоянном уровне. Последовательные значения реактивности с шагом по времени  $\Delta t$  даются формулой (14), которая учетом дополнительно введенных обозначений может быть переписана следующим образом:

$$\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} u_k. \quad (30)$$

2. Мгновенное изменение мощности на то же значение с последующим поддержанием постоянного ее уровня:

$$\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_0} u_{0,k}. \quad (31)$$

3. Подъем (или снижение) мощности с  $n_0$  до  $n_1$  за время  $\Delta t$ , снижение (или подъем) ее за то же время до исходного значения и последующее поддержание на неизменном уровне (треугольный импульс):

$$\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} (u_k - u_{k-1}); \quad (32)$$

$$\bar{\rho}_0 = 0; \quad u_0 = 0; \quad \tau = k \Delta t. \quad (33)$$

4. Изменение мощности с  $n_0$  до  $n_1$  мгновенным скачком на время  $\Delta t$ , мгновенный возврат ее до исходного значения и последующее поддержание на неизменном уровне (прямоугольный импульс):

$$\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} (u_{0,k} - u_{0,k-1}); \quad (34)$$

$$u_{0,-1} = 0; \quad u_{0,0} = \begin{cases} 0 \\ 1, 0 \end{cases}; \quad \bar{\rho}_0 = \begin{cases} 0 \\ (n_1 - n_0) / n_1 \end{cases} \quad \tau = k \Delta t. \quad (35)$$

5. Изменение мощности по экспоненциальному закону:

$$n = n_0 e^{\tau/T}. \quad (36)$$

Выберем  $\Delta t < T$ ;

$$n_k = n_0 (e^{\Delta t/T})^k = n_0 \varphi^k; \quad (37)$$

$$\varphi = e^{\Delta t/T}. \quad (38)$$

Из (23) получаем

$$\bar{\rho}_k = (\varphi - 1) \sum_{m=1}^k u_m \varphi^{-m}. \quad (39)$$

Сравним решение (39) с точным решением. Последнее получим, интегрируя уравнения (1), (2) для функции  $n(\tau)$ , заданной выражением (36). В этом случае

$$\bar{\rho} = \frac{1}{T} + \sum_{i=1}^6 \frac{a_i (1 - e^{-\tau(\lambda_i + 1/T)})}{1 + \lambda_i T} \quad (40)$$

Задаваемым  $1/T$  в этом выражении можно пренебречь из-за его малости. При больших  $\tau$ , когда  $e^{-\tau(\lambda_i + 1/T)} \rightarrow 0$ ,

$$\bar{\rho} = \sum_{i=1}^6 \frac{a_i}{1 + \lambda_i T} \quad (41)$$

Это известная формула "обратных часов", определяющая связь между реактивностью и установившимся периодом.

Из (39) при  $k \rightarrow \infty$  получаем аналог этой формулы

$$\bar{\rho} = (\varphi - 1) \sum_{m=1}^{\infty} \frac{u_m}{\varphi^m} \quad (42)$$

Несложно показать, что при достаточно малых  $\Delta\tau$  формулы (41) и (42) эквивалентны.

Обратим внимание на то, что для подъема мощности реактора с постоянным периодом реактивность нужно монотонно увеличивать с 0 до значения, определяемого (41). Закон изменения реактивности во времени задается (39) или (40). Если же сразу ввести реактивность, соответствующую установившемуся периоду, то вначале период роста мощности будет короче заданного. Формулы для расчета изменений реактивности для различных законов изменения мощности реактора во времени сведены в табл. 4.

Функции линейного отклика можно использовать не только для расчета законов изменения реактивности по заданным функциям мощности от времени, но и для решения противоположной задачи — расчета мощности при заданной зависимости реактивности от времени.

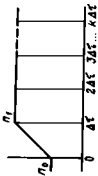
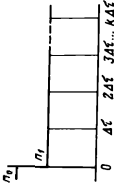
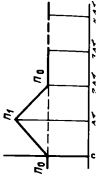
В этом случае кривая изменения реактивности аппроксимируется не кусочно-линейной или кусочно-постоянной функцией, а суммой отрезков функций, отвечающих линейному отклику по мощности. Эти отрезки близки к линейным при выполнении условия  $\bar{\rho} < u_{0,1}$ . Это условие всегда можно выполнить выбором шага  $\Delta\tau$ . Сшивка в узлах разбиения обеспечивает непрерывность аппроксимирующей функции. Пусть  $\bar{\rho}_0 = 0$ , а значения реактивности в последовательных узлах разбиения  $\bar{\rho}_1, \bar{\rho}_2, \dots, \bar{\rho}_k$ . Начальное значение мощности  $n_0$ . Если предположить, что изменение  $\bar{\rho}$  в диапазоне от  $\bar{\rho}_0 = 0$  до  $\bar{\rho}_1$  таково, что мощность при этом изменяется по линейному закону, то в соответствии с (23) можно записать

$$u_1(n_1 - n_0)/n_1 = \bar{\rho}_1 \quad (43)$$

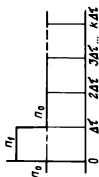
Отсюда

$$n_1 = n_0 u_1 / (u_1 - \bar{\rho}_1) \quad (44)$$

Т а б л и ц а 4. Расчет изменений реактивности для различных зависимостей мощности от времени с помощью функций линейного отклика

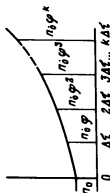
| Зависимость мощности от времени                                                                                                 | Графическое изображение мощности                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                                    | Формула для расчета                                    |
|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|---------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|--------------------------------------------------------|
| <p>Линейное изменение в диапазоне <math>0 &lt; \tau \leq \Delta\tau</math>, постоянна при <math>\tau &gt; \Delta\tau</math></p> |  <p>The graph shows power <math>n</math> on the vertical axis and time <math>\tau</math> on the horizontal axis. A line starts at <math>n_0</math> on the vertical axis and increases linearly to <math>n_1</math> at <math>\tau = \Delta\tau</math>. For <math>\tau &gt; \Delta\tau</math>, the power remains constant at <math>n_1</math>. The horizontal axis is marked with <math>0, \Delta\tau, 2\Delta\tau, 3\Delta\tau, \dots, k\Delta\tau</math>.</p>                                                                      | $\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_0} u_k$             |
| <p>Мгновенное изменение при <math>\tau = 0</math>, постоянна при <math>\tau &gt; 0</math></p>                                   |  <p>The graph shows power <math>n</math> on the vertical axis and time <math>\tau</math> on the horizontal axis. At <math>\tau = 0</math>, the power jumps from <math>n_0</math> to <math>n_1</math>. For <math>\tau &gt; 0</math>, the power remains constant at <math>n_1</math>. The horizontal axis is marked with <math>0, \Delta\tau, 2\Delta\tau, 3\Delta\tau, \dots, k\Delta\tau</math>.</p>                                                                                                                               | $\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} u_{0,k}$         |
| <p>Треугольный импульс с полушириной <math>\Delta\tau</math>, постоянна при <math>\tau &gt; 2\Delta\tau</math></p>              |  <p>The graph shows power <math>n</math> on the vertical axis and time <math>\tau</math> on the horizontal axis. The power starts at <math>n_0</math>, increases linearly to <math>n_1</math> at <math>\tau = \Delta\tau</math>, and then decreases linearly back to <math>n_0</math> at <math>\tau = 2\Delta\tau</math>. For <math>\tau &gt; 2\Delta\tau</math>, the power remains constant at <math>n_0</math>. The horizontal axis is marked with <math>0, \Delta\tau, 2\Delta\tau, 3\Delta\tau, \dots, k\Delta\tau</math>.</p> | $\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} (u_k - u_{k-1})$ |

Прямоугольный импульс шириной  $\Delta t$ , постоянна при  $t > \Delta t$



$$\bar{\rho}_k = \frac{n_1 - n_0}{n_1} (u_{0,k} - u_{0,k-1})$$

Экспоненциальное изменение с периодом  $T$ :  $n = n_0 e^{t/T}$ ;  $\varphi = e^{\Delta t/T}$



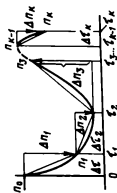
$$\bar{\rho}_k = (\varphi - 1) \sum_{m=1}^k \frac{u_m}{\varphi^m}$$

Произвольное изменение  $n(t)$ , кусочно-линейная аппроксимация с постоянным шагом по времени  $\Delta t$



$$\bar{\rho}_m = \frac{1}{n_m} \sum_{k=1}^m \Delta n_k u_{m-k+1}$$

Произвольное изменение, кусочно-линейная аппроксимация с переменным шагом по времени



$$\bar{\rho}_m = \frac{1}{n_m} \sum_{k=1}^m \Delta n_k U \Delta t_k (t_m - t_{k-1})$$

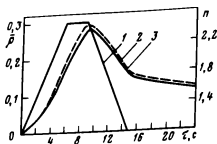


Рис. 19. Зависимость реактивности и мощности реактора от времени при подъеме и последующем опускании поглощающего стержня автоматического регулятора:

1 — реактивность; 2 — мощность (уточненный расчет); 3 — мощность (приближенный расчет)

Функция линейного отклика  $u_1$  выбирается по таблицам для необходимого шага разбиения по времени  $\Delta\tau$ .

Для второго шага также по (23)

$$\frac{n_2 - n_1}{n_2} u_1 + \frac{n_1 - n_0}{n_2} u_2 = \bar{\rho}_2. \quad (45)$$

В результате

$$n_2 = \frac{n_1 u_1 - (n_1 - n_0) u_2}{u_1 - \bar{\rho}_2}. \quad (46)$$

Для  $k$ -го шага

$$\frac{n_k - n_{k-1}}{n_k} u_1 + \frac{n_{k-1} - n_{k-2}}{n_k} u_2 + \dots + \frac{n_1 - n_0}{n_k} u_k = \bar{\rho}_k. \quad (47)$$

В итоге для произвольного шага можно записать

$$n_k = \frac{n_{k-1} u_1 - (n_{k-1} - n_{k-2}) u_2 - \dots - (n_1 - n_0) u_k}{u_1 - \bar{\rho}_k}. \quad (48)$$

Несложно записать аналогичное выражение и на основе более общей формулы (27) для неравномерного по времени шага.

Для примера рассчитаем изменение мощности реактора БН-350 при подъеме стержня автоматического регулятора с максимальной скоростью и последующем его опускании до исходной позиции. Начальное значение мощности близко к минимально-контролируемому ее значению. Кривая изменения реактивности во времени представлена на рис. 19. Время подъема стержня составляет 6 с. В верхнем положении он удерживается 3 с, а затем также за 6 с опускается до начального положения. Расчет изменений мощности будем проводить с шагом по времени, равным 3 с. Последовательные значения реактивности, а также функции линейного отклика для такого  $\Delta\tau$  следующие:

|                                    |                       |               |
|------------------------------------|-----------------------|---------------|
| $\tau_0 = 0$                       | $\bar{\rho}_0 = 0,00$ | $u_0 = 0,000$ |
| $\tau_1 = \Delta\tau = 3\text{с}$  | $\bar{\rho}_1 = 0,15$ | $u_1 = 0,696$ |
| $\tau_2 = 2\Delta\tau = 6\text{с}$ | $\bar{\rho}_2 = 0,30$ | $u_2 = 0,438$ |
| $\tau_3 = 3\Delta\tau = 9\text{с}$ | $\bar{\rho}_3 = 0,30$ | $u_3 = 0,323$ |

$$\begin{array}{lll} \tau_4 = 4\Delta\tau = 12\text{с} & \bar{\rho}_4 = 0,15 & u_4 = 0,259 \\ \tau_5 = 5\Delta\tau = 15\text{с} & \bar{\rho}_5 = 0,00 & u_5 = 0,217 \\ \tau_6 = 6\Delta\tau = 18\text{с} & \bar{\rho}_6 = 0,00 & u_6 = 0,188 \end{array}$$

$$n_1 = \frac{n_0 u_1}{u_1 - \bar{\rho}_1} = \frac{1 \cdot 0,696}{0,696 - 0,15} = 1,275;$$

$$n_2 = \frac{1,275 \cdot 0,696 - (1,275 - 1) \cdot 0,438}{0,696 - 0,3} = 1,936;$$

$$n_3 = \frac{1,936 \cdot 0,696 - (1,936 - 1,275) \cdot 0,438 - (1,275 - 1) \cdot 0,323}{0,696 - 0,3} = 2,447.$$

Аналогично вычисляются  $n_4 = 2,188$ ;  $n_5 = 1,782$ ;  $n_6 = 1,687$ .

Полученная кривая изменений мощности сопоставляется на рис. 19 с расчетом  $n(\tau)$ , сделанным для тех же условий путем численного интегрирования уравнений кинетики на ЭВМ с малым шагом по времени. Результаты расчетов очень близки друг к другу. Это показывает хорошую точность расчета на основе функций линейного отклика.

Проанализируем подробнее погрешности такого расчета. Функция линейного отклика получена на основе аналитического решения уравнений кинетики. Поэтому выражение (14) само по себе не содержит погрешностей, кроме тех, которые присущи этим уравнениям, и тех, которые связаны с пренебрежением конечным временем жизни мгновенных нейтронов. Но при использовании функций линейного отклика в последующих выводах нужно принимать во внимание следующие ограничения. Уже приведение (14) к виду (19) показывает, что такой переход имеет смысл для  $\bar{\rho}$  и  $\Delta\tau$ , удовлетворяющих условию  $\bar{\rho} < u_1$ . Расчет  $\bar{\rho}(\tau)$  по (14) для различных изменений мощности показывает, что функция  $\bar{\rho}(\tau)$  оказывается монотонной на участке  $0 < \tau \leq \Delta\tau$  лишь до определенных значений  $\Delta n$ . При больших изменениях мощности на кривой  $\bar{\rho}(\tau)$  появляется максимум. Аппроксимацию кривой изменения мощности кусочно-линейной функцией целесообразно осуществлять такими отрезками, чтобы изменения реактивности на этих отрезках по крайней мере были монотонными.

Условие монотонности функции  $\bar{\rho}(\tau)$  на указанном отрезке при  $\Delta n > 0$  следующее:

$$\frac{\Delta n}{n_0} \leq \frac{u_{0,1}}{u_1 - u_{0,1}}. \quad (49)$$

Оно соответствует значению реактивности  $\bar{\rho} < u_{0,1}$ .

При  $\Delta n < 0$  функция  $\bar{\rho}(\tau)$  на указанном отрезке всегда монотонна.

На рис. 20 построены изменения реактивности при росте мощности по линейному закону на различную величину для  $\Delta\tau = 1$  с. Для этого значения  $\Delta\tau$  предельное изменение мощности, отнесенное к ее начальному значению, по (49) составляет 1,341. График показывает, что при больших  $\Delta n/n_0$  изменение реактивности становится немонотонным. В практи-

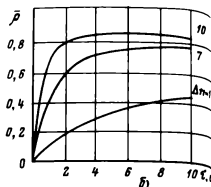
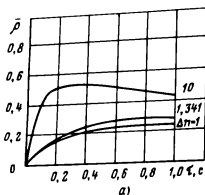


Рис. 20. Зависимости реактивности от времени при росте мощности по линейному закону:

а -  $\Delta\tau = 1$  с; б -  $\Delta\tau = 10$  с

ческих расчетах допустимый шаг аппроксимаций функций  $\bar{\rho}$ ,  $n$  может достигать 10–20 с. В отношении трудоемкости расчета в большинстве случаев приемлемы и гораздо меньшие значения шагов (1–5 с). Такие шаги значительно больше тех, которые используются в численных решениях уравнений кинетики. Большинство переходных процессов может быть описано четырьмя–шестью участками кусочно-линейной функции. Поэтому полученные формулы вполне пригодны для расчета без применения ЭВМ.

Вместе с тем эти формулы могут быть использованы и при построении экономных вычислительных программ для ЭВМ. При этом в случае расчета функции  $n(\tau)$  по заданной зависимости реактивности от времени на ЭВМ целесообразно несколько видоизменить алгоритм вычислений. Считаем по-прежнему, что мощность на каждом шаге изменяется по линейному закону от  $n_0$  до  $n_1$ . При переходе к следующему шагу вновь вычисляются начальные значения концентрации ядер-предшественников запаздывающих нейтронов.

Для первого шага  $C_{i,0} \lambda_i = a_i n_0$ .

Далее

$$\xi_i = e^{-\lambda_i \Delta\tau};$$

$$S = \sum_{i=1}^6 \bar{C}_{i,0} \lambda_i \xi_i;$$

$$n_1 = \frac{S + n_0 (u_1 - u_{0,1})}{u_1 - \bar{\rho}_1};$$

$$\bar{C}_{i,1} \lambda_i = (\bar{C}_{i,0} \lambda_i - a_i n_0) \xi_i + a_i n_1 - (n_1 - n_0) (1 - \xi_i) / \lambda_i \Delta\tau.$$

В приложении 2 приведена программа, которая написана на основе этих соотношений на языке БЕЙСИК. Программа имитирует работу опе-

ратора ядерного реактора, перемещающего управляющий стержень в активной зоне, и может использоваться в качестве простейшего гребенжера. Она запрашивает вначале значения шага по времени, для которого будет вестись расчет, а затем последовательные значения реактивности. После задания реактивности ЭВМ выдает значение мощности реактора на следующем шаге. При этом предполагается, что на шаге счета реактивность монотонно изменяется от предыдущего значения до вновь заданного. В исходном стационарном режиме  $\rho_0 = 1$ , а реактивность равна 0. Значения времени, реактивности, мощности выводятся на экран дисплея. Программа может быть набрана, например, на микро-ЭВМ типа ДВК, часто используемой в учебных центрах, а при уменьшенном количестве групп запаздывающих нейтронов даже на ЭКВМ типа МК-56.

**Остаточное энерговыделение.** До сих пор речь шла о тех компонентах энерговыделения в реакторе, которые проявляются практически мгновенно при делении ядер топлива. Помимо этих составляющих необходимо учитывать энерговыделение, связанное с  $\beta$ - и  $\gamma$ -распадом радиоактивных продуктов, возникающих при работе ядерного реактора. Эти продукты появляются, во-первых, при делении ядер топлива в виде осколков деления, а во-вторых, при радиационном захвате нейтронов ядрами топлива, конструкционных материалов, теплоносителя. Главную роль играет радиоактивный распад продуктов деления. Связанное с этим распадом энерговыделение, которое возникает при поглощении  $\beta$ - и  $\gamma$ -излучения материалами активной зоны, называют обычно остаточным. Этим подчеркивается тот факт, что это энерговыделение не исчезает при остановке ядерного реактора, когда деление ядер топлива в нем прекращается. Продукты деления, накопленные до остановки, продолжают распадаться еще длительное время, что создает энерговыделение, требующее отвода во избежание перегрева реактора. Но слово "остаточное" не означает, что эта компонента энерговыделения возникает лишь после остановки реактора. Продукты деления начинают накапливаться сразу же после подъема мощности реактора. Скорость их производства, генерации пропорциональна числу делений в единицу времени, т.е. мощности, а скорость распада — числу радиоактивных ядер в реакторе. Поэтому вначале скорость накопления радиоактивных продуктов превышает скорость их распада, и число распадающихся ядер в реакторе возрастает. Но при достаточной длительной его работе на постоянном уровне мощности число радиоактивных нуклидов постепенно достигает такого уровня, при котором число распадающихся ядер каждого из них становится равным числу вновь возникающих. При этом в реакторе устанавливается стационарный уровень энерговыделения за счет  $\beta$ - и  $\gamma$ -распада ядер. Этот уровень и определяет максимальное остаточное энерговыделение после остановки реактора. После остановки генерация новых продуктов деления прекращается, а скорость распада накопленных продуктов в первый момент равна стационарному значению. Для того чтобы описать изменение рассматриваемого энерговыделения во времени, нужно в принципе знать все цепочки радиоактивного распада продуктов деления. Однако с большой степенью детализации это в настоящее время невозможно. Удобнее рассматривать всю совокупность продуктов деления как статисти-

ческий ансамбль и описывать их радиоактивный распад некоторой усредненной зависимостью. Такие соотношения получены многими исследователями. Очень удобна известная формула Вей и Вигнера. Эта формула дает усредненную зависимость от времени энергии  $\beta$ - и  $\gamma$ -распада продуктов деления одного ядра в диапазоне от 1 до  $10^5$  с после акта деления

$$p(\tau) = 2,66 \tau^{-1.2}. \quad (50)$$

В этой формуле  $p$  — энергия, МэВ/с;  $\tau$  — время, с. Предположим, что число делений ядер топлива в реакторе в секунду изменялось во времени по закону  $N(\tau)$ . Определим энерговыделение, обусловленное распадом осколков деления в момент времени  $\tau$ . Вклад осколков, появившихся за отрезок времени от  $\tau'$  до  $\tau' + d\tau'$  ( $0 < \tau' \leq \tau$ ), в это энерговыделение составит

$$N(\tau') p(\tau - \tau') d\tau',$$

поскольку от момента появления этих осколков до рассматриваемого состояния прошло время  $\tau - \tau'$ . Полная мощность энерговыделения за счет распада осколков в момент времени  $\tau$

$$P(\tau) = \int_0^{\tau} p(\tau - \tau') N(\tau') d\tau'. \quad (51)$$

Обозначим  $N_0$  — число делений в секунду при номинальной мощности, а  $a_0$  — полный выход энергии в одном акте деления. Например, при делении урана-235  $a_0 = 195$  МэВ. Тогда  $n(\tau) = N(\tau)/N_0$  — мощность ядерного реактора, отнесенная к номинальной;  $P(\tau)$  также отнесем к номинальной мощности реактора:

$$n_{\text{оск}} = P(\tau)/(a_0 N_0), \quad (52)$$

выражение (51) приведем к следующему виду:

$$n_{\text{оск}} = \int_0^{\tau} \frac{p(\tau - \tau')}{a_0} n(\tau') d\tau'. \quad (53)$$

Формула (50) получена эмпирическим путем, и она "не работает" в диапазоне от 0 до 1 с. Поэтому при подстановке ее в (51) и (53) интегрирование нужно вести не до  $\tau$ , а до  $\tau-1$  секунд. Это будет эквивалентно пренебрежению осколками, появившимися в последнюю секунду работы реактора и не внесет существенной погрешности в расчет.

Рассмотрим тот случай, когда мощность реактора в течение времени  $T$ , измеряемого в секундах, составляла  $n_0$ , а затем была изменена до  $n_1$  и дальше оставалась постоянной. В этом случае для  $1 < \tau \leq T$

$$n_{\text{оск}} = 6,8 \cdot 10^{-2} n_0 (1 - \tau^{-0.2}); \quad (54)$$

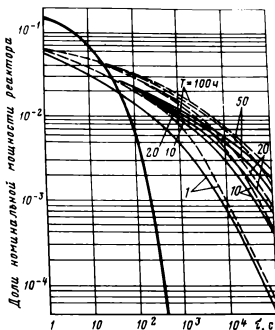
для  $\tau > T + 1$

$$n_{\text{оск}} = 6,8 \cdot 10^{-2} [(n_0 - n_1) (T - \tau)^{-0.2} - n_0 \tau^{-0.2} + n_1]. \quad (55)$$

Здесь время исчисляется от момента вывода реактора на мощность  $n_0$ .

Рис. 21. Изменение энерговыделения в реакторе после остановки его БАЗ. (Цифры у кривых спада остаточного энерговыделения время работы реактора на номинальной мощности до остановки):

— расчет по формуле Вей-Вигнера; --- уточненный расчет для реактора БН-600; — спад нейтронной компоненты мощности



Полученное выражение показывает, что при продолжительной работе реактора на некотором уровне мощности энерговыделение за счет радиоактивного распада продуктов деления растет и достигает 7 % этой мощности. Нужно учитывать, что фактический рост мощности реактора при этом нельзя зафиксировать по току ионизационных камер, который остается постоянным при постоянном потоке нейтронов. Если после такой длительной работы на мощности  $n_0$  реактор останавливается, то спад остаточного энерговыделения определяется следующей формулой, вытекающей из (55) при  $n_1 = 0$  и  $T \rightarrow \infty$ :

$$n_{\text{оск}} = 6,8 \cdot 10^{-2} n_0 \tau_n^{-0,2}, \quad (56)$$

где  $\tau_n = t - T$  — время, отсчитанное от момента остановки реактора.

На рис. 21 по (55) построены кривые спада остаточного энерговыделения в реакторе, работавшем до остановки различные промежутки времени на постоянном уровне мощности. Эти кривые хорошо показывают, что в реакторе быстрее накапливаются и выходят на стационарный уровень короткоживущие осколки деления. Поэтому, несмотря на близкие значения исходного остаточного энерговыделения в реакторе, проработавшем в стационарном режиме 1 или 100 ч, по прошествии длительных отрезков времени после остановки реактора разница в энерговыделениях для этих случаев оказывается очень большой.

Энерговыделение за счет радиоактивного распада предшественников плутония-239 — урана-239 и нептуния, а также продуктов радиационного захвата нейтронов ядрами конструкционных материалов и теплоносителя имеет аналогичную природу и также может рассчитываться по формулам

(51), (53) с подстановкой в них, конечно, своих ядер свертки  $p(\tau)$ . В частности, для расчета максимального энерговыделения за счет распада урана-239 и плутония после остановки реактора может использоваться следующее выражение:

$$P_N = 2.5 \cdot 10^{-3} P_0 (e^{-L_1 \tau} + e^{-L_2 \tau}), \quad (57)$$

где  $L_1 = 0.49 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$  — постоянная распада урана-239;  $L_2 = 0.348 \cdot 10^{-5} \text{ с}^{-1}$  — постоянная распада плутония.

Рассматриваемая компонента остаточного энерговыделения в исходном состоянии значительно меньше, чем компонента, связанная с распадом продуктов деления, однако темп спада ее сравнительно невысокий. Поэтому по прошествии достаточно большого времени после остановки реактора ее роль относительно возрастает. Прочие компоненты остаточного энерговыделения незначительны.

Хотя существует большое количество продуктов деления, распадающихся различными путями (причем некоторые цепочки распада до сих пор еще недостаточно известны) в расчетах остаточного энерговыделения используются методы, основанные на идентификации этих продуктов в рассмотрении процессов их последовательного распада. Результат расчета в соответствии с уравнениями радиоактивного распада обычно представляется в виде суммы экспонент. Например, для реактора БН-600 остаточное энерговыделение описывается после срабатывания БАЗ зависимостью вида

$$P_{\text{оск}} = \sum_{k=1}^m b_k e^{-a_k \tau},$$

где число слагаемых  $m > 20$ . Результат расчета энерговыделения по такой зависимости представлен на рис. 21 совместно с кривыми Вей-Вигнера и достаточно близок к последним.

В заключение нужно сказать несколько слов о распределении остаточного энерговыделения по объему реактора. Кривая относительного распределения этого энерговыделения между ТВС активной зоны и бокового экрана может отличаться от кривой распределения энерговыделения между ТВС в номинальном режиме работы. В первую очередь это относится к ТВС внутренних рядов бокового экрана. Если в ТВС активной зоны мощность энерговыделения на 93 % обусловлена "мгновенной" компонентой, связанной с делением урана и плутония, то в боковом экране относительно большую долю имеет компонента, обусловленная радиационным захватом нейтронов ураном-238. Поэтому после срабатывания АЗ и остановки реактора остаточное энерговыделение в боковом экране, отнесенное к его начальной мощности, окажется большим, чем в активной зоне. Внутренние ряды ТВС бокового экрана будут иметь и достаточно большой абсолютный уровень остаточного энерговыделения в связи с высоким нейтронным потоком в этих сборках. Отмеченное обстоятельство необходимо принимать во внимание в расчетах процессов аварийного теплоотвода и при выборе расхода теплоносителя через ТВС экрана.

### 3. Нестационарный теплообмен в элементах ядерно-энергетической установки

Изменение температур в активной зоне реактора на быстрых нейтронах в переходных процессах. Следующая из упоминавшихся выше задач, которые приходится решать при исследовании переходных процессов в ЯЭУ, состоит в определении зависимостей температур всех основных ее элементов от времени. В связи с этим возникает необходимость анализировать процессы нестационарной теплопроводности, конвективного теплообмена, теплообмена излучением в реакторе, теплообменных аппаратах, трубопроводах, смесительных камерах, газовых объемах. Во многих случаях задачи нестационарного теплообмена могут решаться независимо, а в некоторых из них — в совокупности с задачами нестационарной гидродинамики. В нижеследующих разделах описаны простые модели для оценки параметров указанных процессов, проиллюстрировано применение таких величин, как постоянные времени твэла, плоской стенки, смесительной камеры, а также таких часто употребляемых динамических характеристик, как передаточная функция, импульсная и разгонная характеристики.

Вначале рассмотрим стационарное температурное поле в неограниченной пластине и бесконечном цилиндре с тепловыделением (рис. 22). Это температурное поле определяется из решения стационарного уравнения теплопроводности:

для цилиндра радиусом  $R$

$$\frac{d^2 t}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dt}{dr} + \frac{q_v}{\lambda} = 0; \quad (58)$$

для плоской стенки толщиной  $R$

$$\frac{d^2 t}{dr^2} + \frac{q_v}{\lambda} = 0. \quad (59)$$

Зададим температуру на поверхности цилиндра или пластины:

$$t(r = R) = t_s. \quad (60)$$

Температура в центре цилиндра удовлетворяет условию симметрии:

$$\left. \frac{dt}{dr} \right|_{r=0} = 0. \quad (61)$$

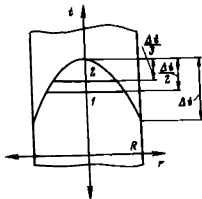


Рис. 22. Стационарное распределение температуры в пластине или цилиндре с энерговыделением:

1 — средняя по сечению температура в цилиндре; 2 — средняя по сечению температура в пластине

Поверхность пластины при  $r = 0$  теплоизолирована, поэтому для нее также выполняется условие (61). В (61)  $q_V$  — удельное объемное энерговыделение;  $\lambda$  — теплопроводность;  $r$  — радиальная координата в цилиндре и координата в пластине, отсчитанная от теплоизолированной стенки.

В результате решения уравнений (58) и (59) при граничных условиях (60) и (61) получаем распределение температур в цилиндре или пластине по координате  $r$ :

$$t = t_s + \frac{q_V R^2}{2K\lambda} \left[ 1 - \left( \frac{r}{R} \right)^2 \right], \quad (62)$$

где для цилиндра  $K = 2$ , для пластины  $K = 1$ . Таким образом, и в цилиндре, и в пластине распределение температур описывается квадратной параболой.

Определим для параболического распределения температур среднее термическое сопротивление цилиндра или пластины. Для этого воспользуемся следующей аналогией: термическое сопротивление плоской или цилиндрической стенки равно отношению разности температур на ее границах к тепловому потоку на поверхности. Подобно этому эквивалентное термическое сопротивление цилиндра или пластины для рассматриваемых условий определим как отношение разности температур (средней по объему и на поверхности) к тепловому потоку на поверхности. Тепловой поток на поверхности

$$q_s = \frac{q_V R}{K}. \quad (63)$$

Средняя по объему температура:  
цилиндра

$$\bar{t} = t_s + \frac{q_V R^2}{8\lambda}; \quad (64)$$

пластины

$$\bar{t} = t_s + \frac{q_V R^2}{3\lambda}. \quad (65)$$

В результате среднее термическое сопротивление:  
цилиндра

$$\xi_T = R/(4\lambda); \quad (66)$$

пластины

$$\xi_T = R/(3\lambda). \quad (67)$$

Эти выражения будут использованы далее во многих случаях. В задачах динамики реактора и ЯЭУ часто требуется определить изменение средней по объему температуры каких-либо элементов — топливных сердечников

гвоздов, стенок корпусов реактора, теплообменных аппаратов, трубопроводов.

Необходимость расчета средних по объему температур возникает при определении температурных эффектов реактивности, термических напряжений, деформаций. Большинство перечисленных элементов в расчете может быть представлено цилиндрами или пластинами, омываемыми теплоносителем. Нестационарное уравнение теплопроводности для этих тел, усредненное по их объему и представляющее собой уравнение теплового баланса, можно записать следующим образом:

$$\frac{d\bar{t}}{d\tau} V c \gamma = q_v V - q_s S. \quad (68)$$

Здесь  $V$  и  $S$  — соответственно объем и площадь поверхности тела, а  $q_s$  — удельный тепловой поток на его поверхности.

Тела омываются теплоносителем температурой  $\theta(\tau)$ . Коэффициент теплоотдачи к теплоносителю  $\alpha$ . Тепловой поток с поверхности тела

$$q_s = \alpha(t_s - \theta). \quad (69)$$

Допустим теперь, что относительное распределение температуры по радиусу цилиндра или по толщине пластины в нестационарном процессе близко к параболическому. Справедливость такого допущения для многих случаев подтверждается и расчетами, и экспериментами. При параболическом распределении температуры удельный тепловой поток на поверхности тела

$$q_s = \frac{\bar{t} - t_s}{\xi_T}. \quad (70)$$

Исключим  $t_s$  из (69) и (70):

$$q_s = \frac{\bar{t} - \theta}{\xi_T + 1/\alpha}.$$

После подстановки этого выражения в (68) получаем следующее уравнение:

$$\frac{d\bar{t}}{d\tau} = \frac{(\theta - \bar{t}) K}{(\xi_T + 1/\alpha) R c \gamma} + \alpha n(\tau). \quad (71)$$

В этом уравнении использованы следующие дополнительные обозначения:

$$\alpha = q_0 / c \gamma, \quad (72)$$

где  $q_0$  — начальное значение удельного объемного энерговыделения в теле;  $n(\tau)$  — функция, описывающая его изменение во времени, так что

$$q_v(\tau) = q_0 n(\tau). \quad (73)$$

Обратим внимание на то, что комплекс

$$\tau_0 = \frac{(\xi_T + 1/\alpha) R c \gamma}{K} \quad (74)$$

имеет размерность времени. Его называют постоянной времени. Этот параметр определяет динамические характеристики цилиндра, пластины. С учетом (66), (67) формулы для постоянных времени приобретают следующий вид:

$$\tau_0 = \left( \frac{R}{4\lambda} + \frac{1}{a} \right) \frac{Rc\gamma}{2}; \quad (75)$$

для пластины

$$\tau_0 = \left( \frac{R}{3\lambda} + \frac{1}{a} \right) Rc\gamma. \quad (76)$$

Если учесть, что  $aR/\lambda = Bi$  — критерий Био, то эти выражения можно переписать следующим образом:

для цилиндра

$$\tau_0 = \frac{R^2}{\kappa} \frac{Bi + 4}{8 Bi}; \quad (77)$$

для пластины

$$\tau_0 = \frac{R^2}{\kappa} \frac{Bi + 3}{3 Bi}; \quad (78)$$

здесь  $\kappa = \lambda/c\gamma$  — коэффициент температуропроводности.

Поясним физический смысл постоянной времени тела. Перепишем уравнение (71) с учетом обозначения (74):

$$\frac{d\bar{t}}{d\tau} = \frac{\theta - \bar{t}}{\tau_0} + an(\tau). \quad (79)$$

Это уравнение описывает так называемую одноемкостную модель. Исходное состояние тела — стационарное. В этом состоянии температуры, входящие в (79), и энерговыделение постоянны [ $n(0) = 1$ ], а  $d\bar{t}/d\tau = 0$ . При этом начальная температура

$$\bar{t}_0 = \theta_0 + a\tau_0. \quad (80)$$

Пусть в начальный момент времени при  $\tau = 0$  температура теплоносителя скачком увеличивается на  $\Delta\theta$  и далее остается постоянной. При этом отклонение температуры тела от начального значения изменяется следующим образом:

$$\bar{t} = \Delta\theta(1 - e^{-\tau/\tau_0}). \quad (81)$$

Аналогично для скачка энерговыделения на  $\Delta n$

$$\bar{t} = a\tau_0 \Delta n(1 - e^{-\tau/\tau_0}). \quad (82)$$

Поскольку уравнение (79) линейное, отклонение  $\bar{t}$  из-за скачка температуры теплоносителя можно суммировать с отклонением  $\bar{t}$  из-за скачка мощности энерговыделения, если одновременно изменяются и один, и другой параметр.

Таким образом, выражения (81) и (82) показывают, что постоянная времени  $\tau_0$  представляет собой постоянную экспоненты, описывающей изменение температуры тела после скачкообразного изменения входных параметров — температуры теплоносителя или энерговыделения. Выражения (81) и (82), которые описывают отклонения выходного параметра, в данном случае средней температуры тела после скачка входных параметров, называют разгонными характеристиками. Разгонные характеристики рассчитываются для единичных скачков входных параметров:

$$\mathcal{F}_p = 1 - e^{-\tau/\tau_0}. \quad (83)$$

Изменение выходного параметра системы при импульсном изменении входного параметра описывается импульсной характеристикой. Эта характеристика дает отклонение температуры, отнесенное к площади импульса (например,  $\Delta\theta \Delta\tau$ ). Импульс же при  $\tau = 0$  представляет собой  $\delta$ -функцию ( $\Delta\tau \rightarrow 0$ ). В рассматриваемом случае импульсная характеристика

$$\mathcal{F}_n = \frac{d\mathcal{F}_p}{d\tau} = \frac{e^{-\tau/\tau_0}}{\tau_0}. \quad (84)$$

Разгонная и импульсная характеристики позволяют рассчитать изменение выходного параметра при произвольном законе изменения во времени параметра на входе. В частности, отклонение температуры тела при произвольном изменении во времени температуры теплоносителя  $\Delta\theta(\tau)$  дается выражениями

$$\bar{t} = \int_0^{\tau} \mathcal{F}_p(\tau') \frac{d\theta(\tau - \tau')}{d\tau} d\tau' = \int_0^{\tau} \mathcal{F}_p(\tau - \tau') \frac{d\theta}{d\tau}(\tau') d\tau'; \quad (85)$$

$$\bar{t} = \int_0^{\tau} \mathcal{F}_n(\tau') \Delta\theta(\tau - \tau') d\tau' = \int_0^{\tau} \mathcal{F}_n(\tau - \tau') \Delta\theta(\tau') d\tau'. \quad (86)$$

Для иллюстрации воспользуемся интегралами типа свертки (85), (86) для определения отклонений температуры тела при некоторых типовых возмущениях по температуре теплоносителя и мощности энерговыделения.

Для линейного во времени изменения температуры теплоносителя

$$\Delta\theta = m\tau \quad (87)$$

изменение температуры тела

$$\bar{t} = m\tau - m\tau_0(1 - e^{-\tau/\tau_0}). \quad (88)$$

Из этого выражения видно, что максимальное отставание температуры

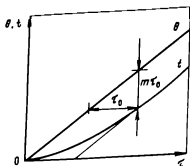


Рис. 23. Изменение температуры тела при линейном росте температуры омывающего его теплоносителя  $\theta = m\tau$

тела от температуры теплоносителя, которое возникает после достаточно продолжительного подъема или снижения температуры, составляет  $m\tau_0$ , т.е. это отставание равно изменению темпера-

туры теплоносителя за время  $\tau_0$ . Следовательно, по времени это отставание не превышает  $\tau_0$  (рис. 23).

Для экспоненциального изменения мощности энерговыделения

$$n = \Delta n (1 - e^{-p\tau}); \quad (89)$$

отклонение температуры тела

$$\bar{t} = a\tau_0 \Delta n \left( 1 - \frac{e^{-p\tau} - p\tau_0 e^{-\tau/\tau_0}}{1 - p\tau_0} \right). \quad (90)$$

Это выражение также позволяет сделать некоторые выводы относительно характера изменения температуры тела в рассматриваемых условиях. Если мощность изменяется очень медленно, то  $p\tau_0 \ll 1$  и изменение температуры тела фактически следует за мощностью:

$$\bar{t} \approx a\tau_0 \Delta n (1 - e^{-p\tau}). \quad (91)$$

Наоборот, если мощность меняется очень быстро, так что  $1/p \ll \tau_0$  и  $p\tau_0 \gg 1$ , то изменение температуры определяется только постоянной времени  $\tau_0$ .

Из (79) видно, что в одноемкостной модели формулы для расчета отклонений температуры тела  $\bar{t}$ , обусловленных изменением мощности энерговыделения, можно использовать для расчета отклонений  $\bar{T}$ , связанных с изменением температуры теплоносителя, с заменой величины  $a\tau_0 \Delta n$  величиной  $\Delta\theta$  и наоборот.

Рассмотрим еще одну важную характеристику динамической системы — ее передаточную функцию. Такой системой в рассматриваемом случае является нагреваемое или охлаждаемое тело. Передаточная функция выражает связь входного и выходного параметров системы в частотной области. Поскольку здесь входными параметрами являются температура теплоносителя и мощность энерговыделения, а выходным — температура тела, то можно говорить о передаточных функциях по каналам температура теплоносителя — температура тела и мощность тепловыделения — температура тела. Передаточная функция определяется из решения уравнения или системы уравнений, описывающих динамику объекта, методом преобразования Лапласа или Фурье. Инженер, знакомый с этими преобразованиями, в большинстве случаев предпочтет именно такой путь ее

нахождения. Если указанная система уравнений имеет постоянные коэффициенты и линейна, то в области изображений выходной параметр равен входному, умноженному на передаточную функцию. Другое более наглядное представление о передаточной функции можно дать на основе широко употребляемых амплитудно- и фазочастотных характеристик системы  $A(\omega)$  и  $\varphi(\omega)$  соответственно. Комплексное число с модулем  $A(\omega)$  и фазой  $\varphi(\omega)$ , представляющее собой функцию частоты  $\omega$ , и есть передаточная функция:

$$W(i\omega) = A(\omega) e^{i\varphi(\omega)}. \quad (92)$$

Для уравнения (79), которое описывает одноемкостное звено,

$$A(\omega) = \frac{1}{\sqrt{1 + (\omega\tau_0)^2}}; \quad (93)$$

$$\varphi(\omega) = -\arcsin \frac{\omega\tau_0}{\sqrt{1 + (\omega\tau_0)^2}}. \quad (94)$$

Из этих выражений видно, что на частоте  $\omega = 1/\tau_0$   $A = 1/\sqrt{2}$ . Таким образом, если с такой частотой колеблется температура теплоносителя с амплитудой  $\Delta\theta$  или мощность энерговыделения с амплитудой  $\Delta n$ , то амплитуда колебания  $T$  составит  $\Delta\theta/\sqrt{2}$  или  $\Delta n/\sqrt{2}$  соответственно. Амплитуда монотонно убывает с ростом частоты. Фазовый сдвиг  $\varphi$  с увеличением частоты для одноемкостного звена стремится к  $-\pi/2$ .

Очевидно, что все перечисленные динамические характеристики системы — разгонная, импульсная, амплитудно- и фазочастотная, передаточная функция — связаны одна с другой. Все это различные представления одной и той же функции.

Вернемся к выражениям (75), (76) для постоянных времени цилиндра и пластины. Обратим внимание на то, что их можно было бы записать в общем виде следующим образом:

$$\tau_0 = \frac{\xi_c V c \gamma}{S},$$

где  $V$  — объем тела;  $S$  — площадь поверхности теплообмена тела с омывающим его теплоносителем;  $\xi_c$  — суммарное термическое сопротивление при передаче тепла от тела к теплоносителю, включающее в себя усредненное значение внутреннего термического сопротивления самого тела. Члены  $(R/4\lambda + 1/a)$  и  $(R/3\lambda + 1/a)$  в (75) и (76) и представляют собой сумму внутреннего сопротивления тела и сопротивления теплоотдачи. Поэтому если на пути передачи тепла от тела к теплоносителю есть еще какие-либо термические сопротивления, то их необходимо учесть при вычислении постоянной времени тела, например твэла. Обозначим контактное термическое сопротивление между топливным сердечником и оболочкой в твэле  $\xi_k$ . Термическое сопротивление оболочки в свя-

зи с малой относительной ее толщиной будем считать равным сопротивлению плоской стенки  $\delta/\lambda_1$ , где  $\delta$  — толщина оболочки;  $\lambda_1$  — ее теплопроводность. При этом в соответствии со сказанным выражение для постоянной времени цилиндрического твэла приобретает следующий вид:

$$\tau_0 = \left( \frac{R}{4\lambda} + \xi_k + \frac{\delta}{\lambda_1} + \frac{1}{\alpha} \right) \frac{Rc\gamma}{2} \quad (95)$$

Теплоемкостью оболочки в связи с небольшой ее величиной пренебрегаем или относим ее к теплоемкости топливного сердечника.

Какие значения имеют постоянные времени основных элементов конструкции быстрых реакторов? Оксидные твэлы с топливым сердечником диаметром 6 мм и оболочкой из нержавеющей стали толщиной 0,4 мм имеют постоянную времени 1,5 — 2 с. Выше говорилось, что твэлы реакторов на тепловых нейтронах (ВВЭР и РБМК) имеют диаметр в 1,5—2 раза больше. Из приведенных выражений видно, что эти твэлы даже при равных  $\alpha$  должны иметь постоянную времени 4—8 с.

Теплопроводность и температуропроводность металлического топлива на порядок выше, чем соответствующие параметры оксидного топлива. Поэтому при использовании жидкометаллического контактного подслоя между топливом и оболочкой постоянная времени твэлов быстрых реакторов тех же размеров с металлическим топливом составляет 0,15—0,2 с. Карбидное и нитридное топлива по своим теплофизическим характеристикам занимают промежуточное положение между металлом и оксидом.

Полезно иметь представление о тепловой инерционности, постоянной времени стальных элементов конструкции. Нержавеющая сталь, которая является основным конструкционным материалом в быстрых реакторах, обладает сравнительно низкой теплопроводностью [около 20 Вт/(м·К)]. Поэтому даже при охлаждении натрием, имеющим высокий коэффициент теплоотдачи [ $10^4$  Вт/(м<sup>2</sup>·К)], постоянная времени стенки трубопровода первого или второго контуров толщиной 12 мм составляет 12 с.

Постоянная времени стенки корпуса реактора из нержавеющей стали толщиной 40 мм равна примерно 120 с. По (93) можно определить, что колебания температуры теплоносителя с частотой более 0,1 Гц фактически не воспринимаются этой стенкой. Оксидный твэл не пропускает колебаний на частоте больше 5—6 Гц. Поэтому при более высоких частотах колебаний мощности можно не учитывать температурные эффекты реактивности: реактор ведет себя как реактор без обратной связи. Об этом речь пойдет ниже.

Нужно обратить внимание на то, что постоянная времени может существенно зависеть не только от собственных теплофизических характеристик тела, но и от коэффициента теплоотдачи. Это хорошо иллюстрируется выражениями (77) и (78). Критерий  $Bi$  пропорционален отношению внутреннего термического сопротивления тела к термическому сопротивлению теплоотдачи. При достаточно больших  $Bi$  постоянная времени плоской стенки перестает зависеть от коэффициента теплоотдачи и стремится к  $R^2/3\kappa$ . Наоборот, при малых  $Bi$  (плохой теплоотдаче) постоянная

времени определяется главным образом  $\alpha$ . Если упоминавшаяся выше плоская стенка из нержавеющей стали охлаждается не натрием, а воздухом в воздушном теплообменнике  $\{\alpha \approx 100 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})\}$ , то ее постоянная времени составляет уже не 12 с как прежде, а около 400 с.

Остановимся кратко на точности одномерного параболического, или, как его еще называют, квазистационарного приближения, которое выражается уравнением (79).

Нестационарное дифференциальное уравнение теплопроводности в частных производных может быть заменено эквивалентным обыкновенным дифференциальным уравнением относительно средней по объему температуры тела. При точных преобразованиях это обыкновенное уравнение будет иметь бесконечный порядок, т.е. включать в себя помимо средней температуры и ее первой производной бесконечный ряд членов с производными возрастающего порядка от средней температуры тела, а также от температуры теплоносителя и мощности энерговыделения по времени. Уравнение (79) представляет собой приближение первого порядка к этому точному уравнению. Погрешность его возрастает с увеличением скорости возмущений и критерия  $Bi$  в рассматриваемом процессе. В наихудших условиях (при мгновенном скачкообразном возмущении и при  $Bi \rightarrow \infty$ ) его погрешность не превышает 20 % предельных отклонений температуры. Это показано сравнением приближенных расчетов с точным решением нестационарного уравнения теплопроводности. Во многих случаях с такой погрешностью можно мириться, тем более что в реальных режимах возмущения имеют сравнительно небольшие скорости и их нельзя считать мгновенными, а значение критерия  $Bi$  ограничено. При этом погрешность решения гораздо меньше указанного выше предельного значения. Там, где такая погрешность неприемлема, приходится пользоваться решением исходного уравнения теплопроводности или приближениями более высокого порядка для усредненного по объему уравнения. Приближение уже второго порядка имеет гораздо более высокую точность, чем приближение первого порядка. Его погрешность в наихудших условиях не превышает 1 % расчетных отклонений температуры. Поэтому его используют в вычислительных программах для экономии времени ЭВМ. Вывод этих уравнений довольно громоздкий, поэтому его опустим и приведем окончательный результат. Усредненное приближенное уравнение теплопроводности 2-го порядка для цилиндра

$$\frac{d^2 \bar{t}}{d\tau^2} + \frac{d\bar{t}}{d\tau} (8 Bi + 24)f + 48 Bi (\bar{t} - \theta)f^2 = (6 Bi + 24)\delta t f^2 n(\tau) + \delta t f \frac{dn}{d\tau} + 2 Bi f \frac{d\theta}{d\tau} ; \quad (96)$$

для пластины

$$\frac{d^2 \bar{t}}{d\tau^2} + \frac{d\bar{t}}{d\tau} (6 Bi + 15)f + 15 Bi (\bar{t} - \theta)f^2 = (5 Bi + 15)\delta t f^2 n(\tau) + \delta t f \frac{dn}{d\tau} + Bi f \frac{d\theta}{d\tau} . \quad (97)$$

Здесь  $f = \pi/R^2$ , так что величина

$$Fo = f\tau = \pi\tau/R^2 \quad (98)$$

представляет собой безразмерное время — критерий Фурье. Этими уравнениями при необходимости можно воспользоваться для уточненного расчета нестационарных температур в массивных элементах конструкции при этом на основе уравнений (96) и (97) можно определить не только средние по объему температуры, но и распределения их по сечению. Для иллюстрации точности описанных уравнений приведем результаты следующих по ним расчетов в совокупности с точными решениями уравнения теплопроводности для аналогичных условий. На рис. 24 представлены изменения температуры в цилиндре при мгновенном единичном скачке температуры теплоносителя для  $Bi = 10$ . Из графиков видно, что расчет по (96) даже для таких условий практически не отличается от точного, максимальная погрешность параболического приближения составляет 12–15 % предельного отклонения температуры.

Возвратимся к нестационарному температурному полю твэлов активной зоны. Очевидно, что одного лишь уравнения (79) недостаточно для определения этого поля. Дело в том, что температура теплоносителя  $\theta$  в этом уравнении, если относить его к твэлам, не может быть задана независимо. Она, в свою очередь, зависит от температуры топлива  $\bar{t}$ . Следовательно, необходимо еще одно уравнение, описывающее связь этих температур. Таким уравнением является уравнение энергии для теплоносителя. Запишем его в приближенном виде:

$$\frac{\bar{t} - \theta}{\tau_0} \epsilon = \frac{d\theta}{d\tau} + 2G \frac{\theta - T}{\tau_*} \quad (99)$$

В этом уравнении  $\theta$  — средняя по высоте твэла температура теплоносителя;  $\bar{t}$  — средняя по высоте и по сечению твэла температура топлива;  $G$  — расход теплоносителя через канал, отнесенный к номинальному значению;  $\tau_*$  — время транспорта теплоносителя через активную зону при номинальном расходе;  $\epsilon$  — отношение теплоемкости топлива к теплоемкости теплоносителя в расчете на один твэл;  $T$  — температура теплоносителя на входе в канал. Приближенность этого уравнения помимо параболического описания темпе-

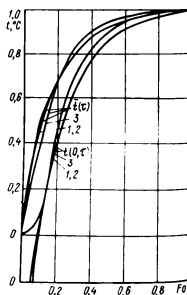


Рис. 24. Средняя температура цилиндра  $\bar{t}(\tau)$  и температура на его оси  $t(0, \tau)$  при мгновенном увеличении температуры теплоносителя на 1 (при  $Bi = 10$ ):

1 — точный расчет; 2 — расчет по (96); 3 — расчет на основе параболического приближения

затеры в твэле заключается в том, что в нем использовано допущение о линейном, а в общем случае квазистационарном распределении температуры теплоносителя по высоте твэла в переходном процессе. При этом допущении температура теплоносителя на выходе из активной зоны

$$\theta_B = 2\theta - T. \quad (100)$$

Из совместного решения (79) и (99) найдем, что средняя температура теплоносителя в активной зоне при мгновенном изменении мощности энерговыделения на  $\Delta n$

$$\theta = \frac{a \Delta n \epsilon \tau_*}{2} \left[ 1 - \frac{2}{\tau_*} \sum_{j=1}^2 \frac{e^{s_j \tau}}{s_j (s_1 - s_2) (-1)^j} \right]. \quad (101)$$

Здесь  $s_1, s_2$  — корни квадратного уравнения:

$$s^2 + s \left( \frac{1 + \epsilon}{\tau_0} + \frac{2}{\tau_*} \right) + \frac{2}{\tau_0 \tau_*} = 0. \quad (102)$$

Температура топлива при этом

$$\bar{T} = a \Delta n \left[ \left( \tau_0 + \frac{\epsilon \tau_*}{2} \right) - \sum_{j=1}^2 \frac{\left( \frac{2}{\tau_*} + \frac{\epsilon}{\tau_0} + s_j \right) e^{s_j \tau}}{(s_1 - s_2) s_j (-1)^j} \right] \quad (103)$$

Выражения (102) и (103) дают отклонения температур от начальных стационарных значений. При  $\tau = 0$  эти отклонения равны 0.

Стационарные значения температур также можно найти из (79), (99):

$$\theta_0 = n_0 \frac{a \epsilon \tau_*}{2G} + T_0; \quad (104)$$

$$\bar{T}_0 = \theta_0 + a n_0 \tau_0. \quad (105)$$

Теплоемкость теплоносителя в активной зоне быстрого реактора обычно гораздо меньше теплоемкости топлива. Поэтому в расчетах можно пренебречь изменением количества тепла, аккумулированного в теплоносителе активной зоны. Это соответствует исключению члена  $d\theta/d\tau$  из уравнения энергии для теплоносителя (99). В результате оно приобретает следующий вид:

$$\frac{\bar{T} - \theta}{\tau_0} \epsilon = 2G \frac{\theta - T}{\tau_*}. \quad (106)$$

В таком приближении реактор превращается в одноемкостное звено с постоянной времени

$$\tau_p = \tau_0 + \epsilon \tau_* / 2G. \quad (107)$$

При мгновенном изменении мощности энерговыделения на величину  $\Delta n$

отклонения от начальных значений температур топлива  $\bar{T}$  и теплоносителя  $\theta$  связаны в этой модели с их предельными отклонениями  $\delta T$  и  $\delta \theta$  следующим соотношением:

$$\frac{\bar{T}}{\delta T} = \frac{\theta}{\delta \theta} = 1 - e^{-\tau/\tau_p}. \quad (108)$$

Указанные предельные отклонения:

$$\delta \theta = \frac{a \epsilon \tau_* \Delta n}{2G}; \quad (109)$$

$$\delta \bar{T} = \delta \theta + a \tau_0 \Delta n. \quad (110)$$

Эти выражения могут быть использованы в приближенных оценочных расчетах. В качестве примера рассмотрим приближенный расчет температуры теплоносителя на выходе из активной зоны после срабатывания БАЗ реактора. Положим для упрощения, что мощность реактора после срабатывания БАЗ мгновенно падает до нуля. При этом предельное отклонение указанной температуры теплоносителя от начальной равно необходимому подогреву его в активной зоне, взятому с отрицательным знаком, поскольку мощность и температура в активной зоне падают. Температуру теплоносителя на входе в реактор считаем постоянной в течение расчетного отрезка времени, равного 10 с. Такое допущение хорошо соответствует действительности, поскольку это время не превышает обычного времени транспорта теплоносителя от ПТО до реактора. В случае постоянной температуры теплоносителя на входе в реактор отклонение от начального значения температуры на выходе по формуле (100) равно удвоенному отклонению средней его температуры.

Для расчета примем обычные для энергетического быстрого реактора параметры:  $a = 500^\circ \text{C}/\text{с}$ ,  $\tau_0 = 2 \text{ с}$ ,  $\epsilon = 4,0$ ,  $\tau_* = 0,1 \text{ с}$ ,  $\Delta n = -1$ ,  $T = 300^\circ \text{C}$ . Для этих параметров  $\tau_p = 2,2 \text{ с}$ ,  $\delta \theta = -200^\circ \text{C}$ .

Для сравнения расчет проведем по (108) для одноемкостной модели реактора, по (101) для модели с двумя тепловыми сосредоточенными емкостями (топливо и теплоноситель), а также на ЭВМ по уравнению теплового баланса (79) для топлива и по точному уравнению энергии для теплоносителя, описывающему распределение параметров по высоте твэла. Результаты расчета представлены на рис. 25. Графики показывают, что одноемкостная модель удовлетворительно описывает переходный процесс. Ниже эта модель используется в расчетах температурной обратной связи по реактивности. В качестве подготовительного материала к этим расчетам приведем формулы для отклонений средних температур в реакторе по одноемкостной модели для того случая, когда мощность энерговыделения изменяется на величину  $\Delta n = n_1 - n_0$  за время  $\Delta t$  и далее остается постоянной. Эти формулы получены с помощью интегралов (85) для разгонной характеристики (108) и заданной функции изменения мощности:

для  $\tau \leq \Delta t$

$$\frac{\theta}{\delta \theta} = \frac{\bar{T}}{\delta T} = \frac{\tau}{\Delta t} - \frac{1 - e^{-s_* \tau}}{s_* \Delta t}; \quad (111)$$

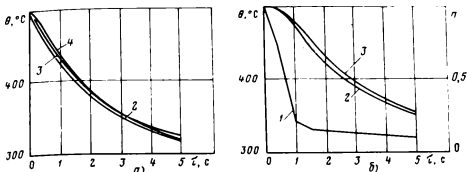


Рис. 25. Изменение температуры теплоносителя на выходе из активной зоны после срабатывания БАЗ при расчете в предположении мгновенного падения мощности до нуля (а) и расчете для спада мощности по кривой  $I$  (б):

$I$  – изменение мощности; 2 – расчет по формулам одноемкостной модели; 3 – уточненный расчет на ЭВМ; 4 – расчет для модели с двумя тепловыми емкостями (топливо и теплоноситель)

для  $\tau > \Delta\tau$

$$\frac{\theta}{\delta\theta} = \frac{\bar{\tau}}{\delta\tau} = 1 - \frac{1 - e^{-s_*\tau}}{s_*\Delta\tau} e^{-s_*(\tau - \Delta\tau)}, \quad (112)$$

где

$$s_* = 1/\tau_p; \quad (113)$$

$\delta\tau$ ,  $\delta\theta$  – предельные отклонения температур для заданного изменения мощности, определяемые по (109), (110).

Обозначим

$$\Phi_1 = \frac{1 - \xi_\tau}{s_*\Delta\tau}; \quad \Phi_j = \Phi_1 \xi_*^{j-1}, \quad (114)$$

где  $\xi_* = e^{-s_*\Delta\tau}$ . (115)

Эту функцию можно использовать для приближенного расчета изменения температур в активной зоне при произвольном изменении мощности. Для этого указанное изменение мощности описываем кусочно-линейной функцией с шагом по времени  $\Delta\tau$ . Изменение мощности на  $j$ -й ступени обозначаем  $\Delta n_j$ . Изменение температур в  $k$ -й момент времени представляет собой сумму их отклонений из-за возмущений мощности на всех предшествующих ступенях:

$$\theta_k/\delta\theta_0 = \frac{\bar{\tau}_k}{\delta\tau_0} = \delta n_k - p_k, \quad (116)$$

где

$$\delta n_k = \sum_{j=1}^k \Delta n_j; \quad p_k = \sum_{j=1}^k \Delta n_j \Phi_{k-j+1}. \quad (117)$$

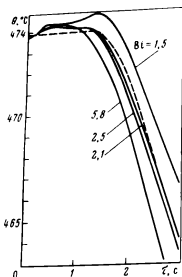


Рис. 26. Сравнение расчета (сплошные линии) с измерениями (штриховая линия) для температуры натрия на выходе из ТВС в переходном процессе

Иначе

$$p_k = p_{k-1} \xi_* + \Delta n_k \Phi_1; \quad (118)$$

$$p_1 = \Delta n_1 \Phi_1, \quad p_0 = 0. \quad (119)$$

В (116)  $\delta\theta_0$ ,  $\delta t_0$  относятся к номинальной мощности реактора ( $n = 1$ ).

В качестве примера рассчитаем изменение температуры теплоносителя на выходе из активной зоны реактора при срабатывании БАЗ. В отличие от преды-

дущего примера не будем пользоваться допущением о том, что мощность падает мгновенно до нуля, а проведем расчет для реальной кривой ее изменения, полученной из решения уравнений кинетики реактора. Опшем кривую кусочно-линейной функцией с шагом 0,5 с (рис. 25).

По этой кривой  $\Delta n_1 = -0,30$ ;  $\Delta n_2 = -0,50$ ;  $\Delta n_3 = -0,05$ ;  $\Delta n_4 = \Delta n_5 = \dots \Delta n_{10} = -0,01$ . Прочие параметры твэла взяты такими же, как и в предыдущем примере. Для этих параметров  $\xi_* = 0,797$ ;  $\Phi_1 = 0,8945$ . Для средней температуры теплоносителя в активной зоне  $\delta\theta_0 = -100^\circ\text{C}$ , для выходной  $\delta\theta = -200^\circ\text{C}$ . Результаты расчета по (116)–(119) также представлены на рис. 25 совместно с результатами уточненного расчета той же кривой на ЭВМ. Сравнение результатов показывает удовлетворительную точность приближенного расчета.

Нужно кратко сказать об экспериментальных исследованиях динамики активной зоны быстрого реактора и о сравнении их с расчетом. Такие исследования до последнего времени были затруднены из-за отсутствия малоинерционных датчиков температуры на выходе из ТВС активной зоны. Постоянная времени окисного твэла, как уже говорилось, составляет около 2 с. Очевидно, что для исследования переходных режимов работы этих твэлов требуются датчики с меньшей постоянной времени. Штатные датчики температуры на выходе из ТВС реактора БН-600 имеют постоянную времени 20–25 с. Даже первые экспериментальные термозонды, установленные в отдельные ТВС этого реактора, имели термопары хромель–алюмель с постоянной времени около 5 с. Эти датчики ограничивали точность экспериментов по исследованию динамики собственно твэлов. Положение изменилось после установки в реактор термозондов с термопарами натрий–сталь. Эти термопары практически безынерционны. В сочетании с высокоточной и быстродействующей аппаратурой для регистрации параметров реактора в переходных режимах работы они позволили осуществить измерения динамических параметров твэлов.

Эти параметры определялись сравнением экспериментальной кривой изменения температуры на выходе из ТВС с расчетной. Измерения показали существенное увеличение контактного термического сопротивления между топливом и оболочкой твэла при низких температурах на пониженных уровнях мощности. На рис. 26 показаны результаты регистрации температуры на выходе из ТВС реактора БН-600 при быстром снижении мощности с 18 % номинальной с помощью сброса стержня АЗ-П и результаты ее расчета в этих условиях при различных значениях  $Bi$  (отношения термического сопротивления топлива к контактному сопротивлению). Наилучшее согласие расчета с экспериментом наблюдается при  $Bi = 2,1$ . Для номинальной мощности  $Bi \approx 5,7$ .

Переходные процессы в теплообменных аппаратах, трубопроводах, смесительных камерах. Теплообменные аппараты АЭС с быстрыми реакторами обладают некоторыми конструктивными особенностями, которые сказываются на их динамических характеристиках. Эти аппараты имеют противоточную схему, поскольку она позволяет добиться минимальных температурных разностей между первым и вторым контурами при равных значениях среднелогарифмического температурного напора.

Давление в жидкометаллических контурах невелико. Поэтому теплопередающие трубки и корпуса теплообменных аппаратов имеют сравнительно небольшую толщину и теплоемкость. В связи с этим их влияние на переходной процесс несущественно.

Для исключения в целях безопасности протечек теплоносителя первого контура во второй контур давление в теплообменнике со стороны второго контура принимают более высоким, чем со стороны первого контура. В реакторах типа БН-600 в целях уменьшения перепада уровней натрия между баком реактора и насосом необходимо иметь минимальное гидравлическое сопротивление теплообменника по первому контуру. Вследствие этого теплоноситель первого контура в существующих аппаратах течет в межтрубном пространстве, теплоноситель второго — в трубках. При этом объем и полная теплоемкость теплоносителя первого контура в теплообменнике обычно существенно превышает объем и теплоемкость теплоносителя второго контура. Это обстоятельство можно использовать в упрощенных оценках динамических характеристик теплообменных аппаратов.

Расчет переходных процессов в этих аппаратах требует решения уравнений энергии для теплоносителей обоих контуров и нестационарных уравнений теплопроводности для корпусов и теплопередающих трубок. Все эти уравнения представляют собой дифференциальные уравнения в частных производных. Аналитическое решение указанной системы уравнений даже при постоянных расходах теплоносителей не выражается в элементарных функциях. В практических расчетах динамики теплообменников используют численные методы. Поэтому здесь мы ограничимся лишь некоторыми результатами, относящимися к стационарным и переходным режимам их работы. В частности, полезно привести выражения для распределения температуры по длине теплообменников в стационарном режиме:

$$\theta_1 = \theta_{вх1} - (\theta_{вх1} - \theta_{вх2}) \frac{1 - e^{\varphi z}}{D}; \quad (120)$$

$$\theta_2 = \theta_{вх2} + (\theta_{вх1} - \theta_{вх2}) \frac{W_1}{W_2} \frac{1 - e^{\varphi z}}{D}, \quad (121)$$

где

$$\varphi = (1/W_2 - 1/W_1)KF; \quad (122)$$

$$D = 1 - (W_1/W_2) e^{\varphi H}. \quad (123)$$

В этих выражениях  $\theta_1, \theta_2$  — температуры теплоносителя первого и второго контуров в произвольном сечении теплообменника;  $\theta_{вх1}, \theta_{вх2}$  — те же температуры на входе в теплообменник;  $W_1, W_2$  — водяные эквиваленты теплоносителей первого и второго контуров (произведения расходов на теплоемкость);  $K$  — коэффициент теплопередачи;  $F$  — площадь поверхности теплообмена на единицу длины;  $H$  — длина теплообменника;  $z$  — осевая координата, отсчитанная от входа по первому контуру.

Средние по длине теплообменника температуры теплоносителей

$$\bar{\theta}_1 = \theta_{вх1} + W_2 \frac{\bar{\Delta\theta} - \Delta\theta}{W_1 + W_2}; \quad (124)$$

$$\bar{\theta}_2 = \theta_{вх2} + W_1 \frac{\Delta\theta - \bar{\Delta\theta}}{W_1 + W_2}. \quad (125)$$

Отсюда видно, что при работе на малых уровнях мощности, например в режиме отвода остаточного энергоснабжения, когда среднелогарифмический температурный напор в теплообменнике  $\bar{\Delta\theta}$  значительно меньше разницы входных температур теплоносителей  $\Delta\theta = \theta_{вх1} - \theta_{вх2}$ , теплообмен в нем происходит на очень небольшом участке со стороны входа теплоносителя с меньшим водяным эквивалентом. Действительно, если  $W_1 \ll W_2$ , то при  $\bar{\Delta\theta} \ll \Delta\theta$   $\bar{\theta}_1 \approx \bar{\theta}_2 \approx \theta_{вх2}$ , т.е. теплоноситель первого контура, войдя в теплообменник, сразу же охлаждается до входной температуры теплоносителя второго контура. При  $W_2 \ll W_1$  получим  $\bar{\theta}_1 \approx \bar{\theta}_2 \approx \theta_{вх1}$ . Это означает, что теплоноситель второго контура на небольшом входном участке нагревается до входной температуры теплоносителя первого контура. Таким образом, если расход натрия во втором контуре значительно больше расхода в первом, то практически весь промежуточный теплообменник остается "холодным", т.е. имеет такую же температуру, как натрий второго контура на входе. В противном случае весь он разогрет до входной температуры первого контура. Это обстоятельство играет важную роль в режимах естественной циркуляции теплоносителей, поскольку вклад вертикальных промежуточных теплообменников в движущий напор естественной циркуляции значителен.

Динамические характеристики теплообменного аппарата, как уже говорилось, могут быть получены в элементарном виде лишь при большом числе упрощений в математическом описании задачи. Если пренебречь теплоемкостью теплопередающих трубок и теплоносителя второго

контура, а для теплоносителя первого контура использовать модель с сосредоточенными параметрами, предполагая линейность распределения его температуры по длине, то теплообменный аппарат при таких допущениях превращается в одноемкостное звено. Постоянная времени этого звена

$$\tau_{TA} = \frac{2\tau_{1*} + \tau_{1*}\tau_{2*}h_2}{2\tau_{1*}h_1 + 2\tau_{2*}h_2 + 4}, \quad (126)$$

где

$$\tau_{1*} = H/w_1; \quad \tau_{2*} = H/w_2; \quad (127)$$

$$h_1 = KFw_1/W_1; \quad h_2 = KFw_2/W_2. \quad (128)$$

Здесь водяные эквиваленты  $W_1$  и  $W_2$  вычисляются для скоростей  $w_1$  и  $w_2$ , которые могут отличаться от начальных значений. Температуры теплоносителей первого и второго контуров в отклонениях от начальных значений при скачкообразных возмущениях по входным температурам и расходам теплоносителей

$$\theta_1 = \delta\theta_1 (1 - e^{-t/\tau_{TA}}); \quad (129)$$

$$\theta_2 = \delta\theta_2 (1 - e^{-t/\tau_{TA}}). \quad (130)$$

Предельные отклонения  $\delta\theta_1$ ,  $\delta\theta_2$  определяются из расчета начального и конечного состояний по (120) и (121). Формула (130) справедлива лишь для мгновенных возмущений по входной температуре и расходу теплоносителя первого контура, (129) – при возмущениях по входным параметрам обоих контуров. В частности, при отключении одного насоса первого контура, когда расход теплоносителя в отключенной петле падает очень быстро до нуля и это падение можно считать мгновенным, температура теплоносителя второго контура на выходе из теплообменника

$$\theta_2 = \theta_{вх2} + \Delta\theta_{2,0} e^{-t/\tau_{TA}}. \quad (131)$$

Здесь температура выражена в абсолютных значениях, а не в отклонениях от начальной;  $\Delta\theta_{2,0}$  – начальный подогрев теплоносителя второго контура в теплообменнике. Поскольку в рассматриваемом случае  $w_1 = 0$  и  $\tau_{1*} \rightarrow \infty$ , постоянная времени теплообменного аппарата при этом

$$\tau_{TA} = \frac{\tau_{2*} h_2 + 2}{2h_1}. \quad (132)$$

На рис. 27 построены кривые рассматриваемого переходного процесса для теплообменника реактора БН-350. При этом расчетная кривая 1 получена по (131), а кривая 2 – из точного расчета теплообменника на ЭВМ. Согласие между точным и приближенным расчетами удовлетворительное. Из расчета видно, что постоянная времени теплообменника составляет около 30 с. Большие постоянные времени имеют теплообменники и других реакторов. Поэтому они практически не пропускают быстрых изменений температуры на вход реактора.

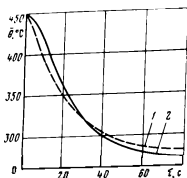


Рис. 27. Изменение температуры натрия второго контура на выходе из теплообменника при падении до нуля расхода натрия первого контура

Решение задачи о динамике теплообмена жидкости, текущей по трубопроводу, с его стенками также довольно громоздко. Поэтому для оценочных расчетов можно предложить лишь приближенные методики.

Если не учитывать теплообмена жидкости со стенками трубы, то температура жидкости на любом удалении от входа повторяет входную температуру с транспортным сдвигом по времени:

$$\theta(z, \tau) = \theta_{вх}(\tau - \tau_*) \quad (133)$$

Если расход теплоносителя через трубопровод изменяется во времени, то транспортный сдвиг  $\tau_*$  также оказывается переменным. Поэтому в этих условиях форма температурной кривой в произвольном сечении трубопровода не повторяет входной зависимости. Пусть отклонение от начального значения температуры на входе изменяется во времени по экспоненциальной зависимости  $\theta = \Delta\theta(1 - e^{-m\tau})$ , а расход теплоносителя через трубопровод — по гиперболической:

$$G = \frac{b}{\tau + b} G_0.$$

При этом отклонение температуры теплоносителя в произвольном сечении трубопровода для  $\tau > \tau_*$  от начального значения:

$$\frac{\theta}{\Delta\theta} = 1 - \exp \left\{ -mb \left[ \frac{\tau + b}{b} \exp \left( -\frac{\tau_{*0}}{b} \right) - 1 \right] \right\}, \quad (134)$$

где  $\tau_{*0}$  — транспортное время при расходе  $G_0$ . При указанной зависимости расхода от времени

$$\tau_* = b [\exp(\tau_{*0}/b) - 1]. \quad (135)$$

Для  $\tau < \tau_*$  имеем  $\theta = 0$ .

В расчетах при низких скоростях изменения температуры иногда используется допущение о равновесном теплообмене в трубопроводе, т.е. о таком теплообмене, когда стенка трубопровода успевает изменять свою температуру вслед за температурой теплоносителя. Это допущение эквивалентно в расчете увеличению транспортного времени пропорционально отношению теплоемкости трубопровода к теплоемкости теп-

носителя:

$$\tau_{\text{эф}} = \tau_* \left( 1 + \frac{f_c c \gamma_c}{f_T c \gamma_T} \right) = \tau_* (1 + \epsilon), \quad (136)$$

где  $f_c, c \gamma_c$  — площадь поперечного сечения и удельная объемная теплоемкость для стенки трубопровода соответственно, а  $f_T, c \gamma_T$  — те же параметры для теплоносителя;  $\tau_{\text{эф}}$  подставляется в (133) вместо истинного транспортного времени  $\tau_*$ .

Если для описания температурного поля в стенке трубопровода в каждом сечении по длине воспользоваться одномерным уравнением, а для учета распределения температур вдоль оси трубопровода — уравнением энергии для теплоносителя, то из их решения можно получить зависимость температуры теплоносителя от времени и осевой координаты после мгновенного скачка температуры на входе на величину  $\Delta \theta$  (в отклонения от начального значения):

$$\theta(\xi, \eta) = \Delta \theta V_1(\xi, \eta). \quad (137)$$

Функция  $V_1$  в точном решении представляется в виде ряда по функциям Бесселя. Она записана и приведена в литературе. В оперативных расчетах удобнее пользоваться приближенным выражением для этой функции, полученным методом интегральных оценок:

$$V_1 = 1 + (e^{-\xi} - 1) e^{\left( \frac{e^{-\xi} - 1}{\xi} \right) \eta}, \quad (138)$$

где  $\xi$  — безразмерная осевая координата;  $\eta$  — безразмерное время, отсчитанное от времени транспорта жидкости в трубопроводе. Они связаны с размерной осевой координатой  $z$ , размерным временем  $t$  и транспортным временем  $\tau_*$  следующими соотношениями:

$$\xi = \epsilon \tau_*/\tau_0, \quad (139)$$

$$\eta = (t - \tau_*)/\tau_0, \quad (140)$$

где  $\tau_0$  — постоянная времени стенки трубы (76). Для  $\eta \leq 0$   $\theta = 0$ .

Формула (138) хорошо описывает функцию  $V_1(\xi, \eta)$  в широком диапазоне аргументов (рис. 28), достаточном для расчетов переходных процессов в трубопроводах длиной до 100 м. Использование этой функции позволяет рассчитать температуру теплоносителя на выходе из трубопровода при произвольном изменении температуры на входе. Для этого понадобится опять-таки аппроксимировать изменение входной температуры кусочно-линейной функцией и построить на основе (138) выражения для выходной температуры, аналогичные (111)–(119).

Обратим теперь внимание на то, что после скачка температуры на входе и продвижения возмущения по длине трубопровода значение его на фронте, т.е. на границе невозмущенной жидкости ( $\eta = 0$ ), снижается по экспоненциальной зависимости  $e^{-\xi}$ . Это позволяет, например, сделать простую оценку пути, на котором должен замерзнуть жидкий натрий при подаче его в холодный трубопровод.

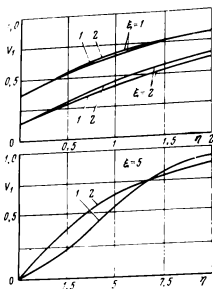


Рис. 28. Функция  $V_1(\eta, \xi)$ , описывающая изменение температуры теплоносителя на выходе из трубопровода после единичного скачка температуры на входе:

1 – точный расчет; 2 – приближенный расчет по (138)

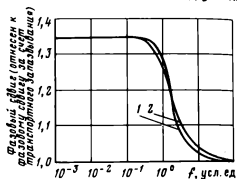
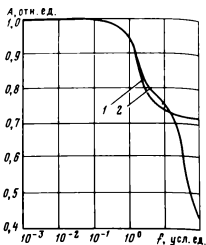


Рис. 29. Амплитудно- и фазочастотные характеристики трубопровода. (Условная единица измерения частоты – 0,005 Гц):

1 – расчет на основе одноемкостного приближения; 2 – уточненный расчет

Нужно отметить, что параболическое приближение, использованное для описания температурного поля в стенке трубопровода при получении функции  $V_1(\xi, \eta)$ , может давать существенную погрешность при больших скоростях изменения температуры поверхности. В этих условиях температура успевает измениться лишь в поверхностных слоях стенки, и ее усредненное термическое сопротивление, соответствующее указанному приближению, оказывается завышенным. На рис. 29 построены амплитудно- и фазочастотные характеристики стального трубопровода длиной 50 м и толщиной стенки 12 мм первого контура реактора БН-350. Эти характеристики получены двумя способами: на основе параболического приближения и путем точного решения уравнения теплопроводности для стенки. Видно, что параболическое приближение обеспечивает в данном случае достаточную точность для частот, не превышающих 0,05 Гц. При оценке сглаживающего влияния трубопроводов на быстрые изменения температуры необходимо учитывать, что в точном решении амплитудная характеристика трубопровода, т.е. отношение амплитуды синусоидальных колебаний температуры на выходе к входной амплитуде, при

неограниченном возрастании частоты стремится к  $e^{-\epsilon \text{Bi}}$ , а в квазистационарном приближении — к  $e^{-3\epsilon \text{Bi}/(3+\text{Bi})}$ . Отсюда видно, что погрешность возрастает с увеличением  $\text{Bi} = \alpha \delta / \lambda$  для стенки трубопровода. Таким образом, в рассматриваемой модели трубопровод при самых высоких частотах колебаний входной температуры обязательно пропускает возмущение с некоторой минимальной амплитудой. Подобным образом ведет себя и теплообменный аппарат, который при высокочастотных возмущениях по температуре входа одного из теплоносителей можно рассматривать как пучок труб, теплоизолированных со стороны другого теплоносителя.

Смесительные камеры для теплоносителя, имеющиеся как в первом, так и во втором контурах ядерно-энергетических установок, оказывают существенное влияние на изменение температур. Примерами смесительных камер могут служить баки реактора и насоса, напорный коллектор. В расчетах переходных процессов в таких камерах очень часто делается допущение об идеальном перемешивании теплоносителя во всем их объеме. При этом температура на выходе из камеры равна среднесмешанной температуре. В таком допущении камера представляет собой одноемкостное звено, и переходный процесс в ней описывается уравнением

$$\frac{d\theta}{d\tau} = \frac{\theta_{\text{вх}}(\tau) - \theta}{\tau_{\text{к}}} G(\tau), \quad (141)$$

где  $G(\tau)$  — расход теплоносителя через камеру, отнесенный к начальному расходу  $G_0$ . Постоянная времени камеры есть время ее заполнения при расходе  $G_0$ :  $\tau_{\text{к}} = V_{\text{к}}/G_0$ . Решение этого уравнения при скачке входной температуры на  $\Delta\theta_{\text{вх}}$  и постоянном расходе теплоносителя:

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta_{\text{вх}}(1 - e^{-\tau/\tau_{\text{к}}}), \quad (142)$$

где  $\theta_0$  — начальная температура теплоносителя, равная начальной входной температуре. Если расход теплоносителя через камеру изменяется во времени, то уравнение (141) может быть переписано следующим образом:

$$d\theta/ds = (\theta_{\text{вх}} - \theta)/\tau_{\text{к}}, \quad (143)$$

где вместо времени  $\tau$  используется величина

$$s = \int_0^{\tau} G(\tau) d\tau. \quad (144)$$

Решение уравнения (143) при скачке входной температуры также описывается формулой (142) с подстановкой в нее  $s$  вместо  $\tau$ .

Для иллюстрации формул рассмотрим следующий пример. После срабатывания БАЗ реактора температура теплоносителя на выходе из ТВС падает очень быстро. Для такой инерционной смесительной камеры, как бак реактора, в который теплоноситель поступает из ТВС, это падение температуры можно считать мгновенным. Это связано с тем, что постоянная времени твзла обычно значительно меньше постоянной време-

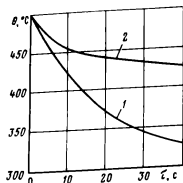


Рис. 30. Температура натрия на выходе из бака реактора после срабатывания БАЗ:

1 – при постоянном расходе натрия через реактор; 2 – при снижении расхода во времени по гиперболическому закону

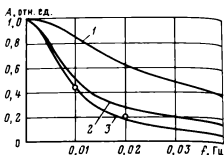


Рис. 31. Расчетные (линии) и экспериментальные (символы  $\circ$ ) амплитудно-частотные характеристики реактора БН-350 по каналам:

1 – температура натрия – сигнал термпары; 2 – мощность реактора – температура натрия в баке; 3 – мощность реактора – сигнал температурного датчика в баке

ни бака. Сравним изменение температуры на выходе из бака в двух случаях – при постоянном расходе теплоносителя и при расходе, уменьшающемся после срабатывания БАЗ по гиперболическому закону:

$$G = b / (\tau + b). \quad (145)$$

Для такой функции

$$s = b \ln [(\tau + b) / b]. \quad (146)$$

При постоянном расходе теплоносителя изменение температуры на выходе из бака описывается (142). При переменном расходе в эту формулу вместо  $\tau$  подставляем  $s$ . В результате получаем

$$\theta = \theta_0 - \Delta\theta_{\text{вх}} \left[ 1 - \left( \frac{b}{\tau + b} \right)^{\frac{b}{\tau_k}} \right]; \quad (147)$$

в данном случае  $\Delta\theta_{\text{вх}}$  представляет собой начальный подогрев теплоносителя в реакторе. Температура на входе в бак уменьшается на эту величину. На рис. 30 построены кривые изменения температуры теплоносителя после срабатывания БАЗ на выходе из реактора БН-350, полученные по (142) и (147). Графики показывают, что снижение расхода существенно замедляет падение температуры.

Нужно сказать, что допущение об идеальном перемешивании теплоносителя во всем объеме камеры оправдывается далеко не всегда. Во многих случаях в камере образуются застойные зоны, вынос тепла из которых замедляется по сравнению с основным ее объемом. В связи с этим

говорят о расслоении (стратификации) теплоносителя в камере с возможным перемещением границ зон с разной температурой в переходных режимах работы. Это явление изучается в расчетах и экспериментах, поскольку оно играет важную роль в формировании поля термических напряжений в элементах внутриреакторных конструкций, оказывает существенное влияние на развитие естественной циркуляции теплоносителя в контурах. Стратификация теплоносителя возможна не только в смесительных камерах, но и в трубопроводах большого диаметра. Эксперименты на действующих установках дают различные результаты. Исследования динамики реактора БН-350 с помощью небольших синусоидальных колебаний мощности показали удовлетворительное перемешивание теплоносителя в его баке. Это показано на рис. 31, где амплитудно-частотные характеристики бака, построенные по формуле (93), соответствующей идеальному перемешиванию теплоносителя, сравниваются с измерениями. В баке реактора БН-600 картина течения натрия более сложная, и допущение об идеальном перемешивании там не оправдывается.

#### 4. Изменение реактивности в переходных режимах работы реактора

Реактивность зависит от многих параметров реактора: температуры основных его элементов, расхода теплоносителя, давления в газовой полости и др. Соответственно говорят о температурных, гидродинамических, барометрических и других эффектах реактивности, отражающих влияние на нее названных параметров.

Температурные эффекты реактивности, в свою очередь, складываются из нескольких составляющих. В энергетическом быстром реакторе с оксидным топливом и с объемом активной зоны более 2000 л основная составляющая температурных эффектов обусловлена эффектом Доплера. Этот эффект связан с изменением относительной скорости движения ядра и нейтрона и выражается главным образом в увеличении резонансного поглощения нейтронов некоторыми материалами активной зоны с повышением их температуры. В наибольшей степени эффект Доплера проявляется в усилении захвата нейтронов ядрами урана-238, но в некоторых случаях необходимо также учитывать эффект Доплера на других материалах активной зоны, например на компонентах стали. Усиление захвата нейтронов приводит к снижению реактивности. Расчеты показывают, что для делящихся нуклидов с ростом температуры можно ожидать уширения делительных резонансов, иными словами, увеличения сечения деления и, следовательно, положительных эффектов реактивности. Однако вклад делящихся нуклидов невелик. Поэтому общий эффект Доплера оказывается заведомо отрицательным. Абсолютная величина эффекта возрастает при переходе от реакторов малого объема и малой мощности к реакторам большого объема и большой мощности. Это объясняется смягчением энергетического спектра нейтронов и увеличением количества нейтронов с резонансной энергией в реакторе большого объема. Темп падения реактивности из-за эффекта Доплера с повышением температуры в быстром реакторе обратно пропорционален абсолютной

температуре топлива:

$$d\rho/dT_f = K_D/T_f.$$

(148)

где  $T_f$  — температура топлива, К; коэффициент  $K_D$  — коэффициент Дольера,  $K_D < 0$ . Для реактора БН-600 по результатам измерений  $K_D = -(0,55 \div 0,6) \cdot 10^{-2}$ . Для реактора типа БН-1600  $K_D = -(0,01 \div 0,02)$ .

Следующая составляющая температурных эффектов реактивности связана с изменением плотности теплоносителя и вытеснением его из активной зоны. Плотность натрия уменьшается с ростом температуры, а поскольку натрий существенно замедляет нейтроны, то удаление какой-то доли его из активной зоны приводит к возрастанию средней энергии нейтронов. Влияние этого возрастания на реактивность проявляется через посредство различных процессов. С одной стороны, возрастает утечка нейтронов, что должно привести к падению реактивности, с другой — растет вклад делений урана-238, что приводит к ее увеличению. Изменяется также захват нейтронов натрием и другими материалами активной зоны. Соотношение между этими процессами зависит от объема активной зоны, координаты локального объема, из которого удален натрий. Поэтому удаление натрия из активной зоны приводит к различным эффектам в реакторах разного объема и даже в различных подзонах одного и того же реактора. В реакторе небольшого объема натриевый эффект отрицателен. При переходе к реакторам большего объема эффект сдвигается в положительную сторону. В реакторе достаточно большого объема удаление натрия из центральной части приводит уже к положительному эффекту, на периферийной же части активной зоны эффект может быть отрицательным. Таково, например, распределение натриевого пустотного эффекта в реакторе типа БН-600. В измерениях на реакторе БН-350 зоны положительного натриевого пустотного эффекта не обнаружено. Натриевый пустотный эффект увеличивается при переходе с уранового на плутониевое топливо. В реакторе АЭС электрической мощностью 1000 — 1500 МВт удаление натрия из активной зоны может привести к положительному эффекту реактивности до  $(4 \div 5)\beta$ . Если температура изменяется равномерно по объему реактора, то натрий удаляется из него также равномерно. При этом можно считать, что изменение реактивности за счет рассматриваемого эффекта пропорционально отклонению средней температуры натрия. Для реакторов типа БН-350, БН-600 это изменение реактивности составляет  $-(3 \div 6) \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ .

Еще одна составляющая температурных эффектов реактивности обусловлена изменением конфигурации и размеров активной зоны вследствие температурных деформаций. При увеличении температуры возрастают осевой и радиальный размеры активной зоны. Это приводит к росту утечки нейтронов и соответственно к отрицательным эффектам реактивности. Кроме того, в существующих конструкциях ТВС и активной зоны в целом не исключен изгиб топливных сборок в неравномерном температурном поле, возникающем при работе реактора на мощности. Как уже говорилось выше, ТВС укреплены своими нижними хвостовиками в плитах напорного коллектора, головки же их остаются свободными. Часть ТВС, обращенная к центру активной зоны, нагрета всегда больше, чем

периферийная. Поэтому вначале предполагалось, что при подъеме мощности реактора ТВС всегда будут изгибаться наружу и, следовательно, соответствующие эффекты реактивности должны быть отрицательными. Однако измерения на действующих быстрых реакторах не подтвердили этого предположения. Эксперименты на реакторах БР-10, БН-350 показали, что в них составляющая, связанная с изгибом ТВС, имеет положительный знак. Это объясняется механическим взаимодействием ТВС при изгибе: периферийные сборки, изгибаясь и упираясь в наружные ряды, смещают своей средней частью сборки, находящиеся во внутренних рядах, к центру активной зоны. В реакторе БР-10 эта компонента довольно заметна, в реакторе БН-350 невелика и обнаружена специальной обработкой на фоне подавляющих ее отрицательных компонент только при работе насосов первого контура на пониженных оборотах, когда расход натрия через реактор составляет 0,25 номинального. Нужно заметить, что в реакторах малого объема утечка нейтронов относительно велика. Поэтому в таких реакторах компонента температурных эффектов, связанная с изменением конфигурации и размеров активной зоны, может быть весьма существенной. В реакторе БР-10, например, она является определяющей. В энергетических быстрых реакторах типа БН-350, БН-600 роль ее гораздо меньше, однако также достаточно заметна.

Изменение радиальных размеров реактора и соответствующий эффект реактивности обычно считают пропорциональным отклонению температуры плит напорного коллектора, которое в квазистационарном режиме равно отклонению входной температуры. Изгиб ТВС определяется подогревом теплоносителя в активной зоне. Изменение аксиальных размеров твэлов зависит от отклонений температур топливных сердечников и оболочек. Обычно рассматривают две модели осевого расширения твэлов. В начале кампании, когда топливные таблетки свободно перемещаются в трубках оболочек, осевая деформация топливного столба целиком определяется изменением его температуры. В конце кампании, когда топливные сердечники растрескиваются, сцепляются с оболочками, удлинение твэлов равно удлинению их оболочек. Возможны, конечно, и промежуточные состояния, когда изменение осевых размеров активной зоны зависит и от температуры топлива, и от температуры оболочек. В этом случае удлинение твэлов можно найти из уравнения совместности деформаций топливного сердечника и оболочки:

$$\frac{\Delta H}{H_0} = \frac{\chi a_{t0} \delta t + a_{t1} \delta \vartheta}{1 + \chi} \quad (149)$$

Здесь  $\Delta H$  — удлинение твэла, имеющего начальную длину  $H_0$ ;  $\delta t$ ,  $\delta \vartheta$  — отклонения от начальных значений температур топлива и оболочек твэлов соответственно;  $a_{t0}$ ,  $a_{t1}$  — температурные коэффициенты линейного расширения топлива и оболочек. Величина  $\chi$  представляет собой отношение жесткостей сердечника и оболочки:

$$\chi = \frac{E_0 f_0}{E_1 f_1} \quad (150)$$

$E_0, E_1$  — модели упругости сердечника и обложки;  $f_0, f_1$  — площади их поперечного сечения в твэле. Уравнение (149) описывает и упомянутые выше предельные случаи: при  $X = 0$  получаем расширение твэла по оболочке, при  $X \rightarrow \infty$  — по топливу.

Итак, если в каком-либо переходном процессе в реакторе произошло изменение средних температур теплоносителя от  $\theta_0$  до  $\theta$ , температур оболочек твэлов от  $\vartheta_0$  и  $\vartheta$ , топлива от  $t_0$  до  $t$ , а температур плит напорного коллектора от  $T_0$  до  $T$ , то сумму всех компонент температурных эффектов реактивности можно приближенно представить в виде

$$\rho_T = N(\theta - \theta_0) + C(\vartheta - \vartheta_0) + D(t - t_0) + K_D \ln \frac{t + 273}{t_0 + 273} + k_R(T - T_0). \quad (151)$$

Здесь  $K_D \ln [(t + 273)/(t_0 + 273)]$  предстает собой результат интегрирования (148) в интервале температур от  $t_0$  до  $t$ . При этом  $t$  — температура, измеряемая в градусах Цельсия. Коэффициенты  $N, C, D$  отражают вклад эффектов изменения плотности теплоносителя, изгиба ТВС, осевого расширения твэлов;  $k_R$  отражает эффект радиального расширения реактора.

Помимо перечисленных составляющих температурных эффектов реактивности, связанных с изменением температуры и размеров собственно активной зоны, существуют компоненты, обусловленные температурными перемещениями активной зоны относительно органов СУЗ. Эти перемещения возникают из-за расширения штанг, на которых подвешены поглощающие стержни, самих этих стержней, а также стенок бака реактора. Обычно все эти расширения происходят со значительной тепловой инерцией. Соответствующая компонента реактивности в энергетическом быстром реакторе, как правило, сравнительно невелика. В небольшом же реакторе, например БР-10, она может играть существенную роль.

Таким образом, для расчета температурных эффектов реактивности в переходном процессе необходимо определять изменения температур топлива, оболочек твэлов, теплоносителя в активной зоне, а также плит напорного коллектора, стенок бака реактора, штанг органов СУЗ, поглощающих стержней и других элементов конструкции. Изменения этих температур в аварийных и переходных процессах могут быть различными, возникать в части активной зоны или во всем ее объеме. Поэтому в уточненных расчетах на ЭВМ приходится ввести детальный расчет нестационарного температурного поля реактора применительно к конкретному переходному процессу.

Вместе с тем для каждого реактора принято характеризовать температурные эффекты реактивности при типовых возмущениях тремя коэффициентами: температурным, мощностным и расходным. Асимптотическое, предельное отклонение реактивности за счет увеличения входной температуры на  $1^\circ\text{C}$  называют температурным коэффициентом реактивности  $k_t$ . При его расчете полагают, что температуры всех элементов активной зоны изменяются одинаково. В соответствии с (151)

$$k_t = k_R + N + C + D + K_D/(t_0 + 273). \quad (152)$$

Как видим,  $k_I$  снижается с повышением температуры из-за уменьшения вклада эффекта Доплера.

Изменение температурных эффектов реактивности в результате увеличения мощности энерговыделения на 1 МВт называют мощностным коэффициентом реактивности  $k_M$ . При вычислении его полагают, что входная температура теплоносителя и его расход не изменяются. Мощностной коэффициент реактивности обычно зависит от исходного уровня мощности, от которого отсчитывается ее увеличение. Причиной тому — эффект Доплера и другие нелинейные составляющие, которые могут входить в состав мощностного коэффициента.

Температурный эффект реактивности, возникающий при подъеме мощности от нуля до некоторого ее значения, называют мощностным эффектом реактивности  $K_M$ . Таким образом, среднее значение мощностного коэффициента реактивности для некоторого уровня мощности можно получить делением мощностного эффекта на мощность, для которой он определен.

Выражения (109) и (110) позволяют найти отклонения от исходных значений средних температур топлива  $\delta t$  и теплоносителя  $\delta \theta$  в активной зоне при подъеме мощности реактора от нуля по  $n$ . Изменение температуры оболочек твэлов в быстром реакторе с натриевым охлаждением из-за хорошей теплоотдачи к натрию фактически равно изменению температуры последнего.

С учетом этого мощностной эффект реактивности имеет вид

$$K_M = (N + C + D)\delta\theta + D(\delta t - \delta\theta) + K_D \ln \left( \frac{T_0 + \delta t + 273}{T_0 + 273} \right). \quad (153)$$

Часто для вычисления мощностного эффекта используется линейное приближение, в котором задается среднее значение коэффициента, определяющего вклад Доплер-эффекта:

$$K_M = (k_I - k_R)\delta\theta + \left( D + \frac{K_D}{\bar{t} + 273} \right) (\delta t - \delta\theta), \quad (154)$$

где  $\bar{t}$  — средняя температура топлива в процессе изменения мощности. В приближенных оценках можно полагать  $\bar{t} = t_0 + \delta t/2$ . Линеаризация мощностного эффекта реактивности без большой погрешности может быть использована в расчетах процессов с небольшими изменениями мощности. Мощностной эффект реактивности, определенный при номинальном расходе теплоносителя ( $G = 1$ ) и для подъема мощности с нуля до номинального значения ( $n = 1$ ), будем в дальнейшем обозначать  $K_{M0}$ .

Расходный эффект реактивности  $K_G$  определяется как отклонение реактивности при увеличении подогрева теплоносителя в реакторе в 2 раза за счет снижения расхода при постоянных значениях мощности реактора и входной температуры. В этих условиях подогрев теплоносителя в реакторе обратно пропорционален расходу. Если начальный расход в относительных единицах равен единице, т.е. номинальному значе-

Таблица 5. Температурные эффекты реактивности для быстрых реакторов

| Параметр                                         | Реактор               |                       |                        |
|--------------------------------------------------|-----------------------|-----------------------|------------------------|
|                                                  | БР-10                 | БН-350                | БН-600                 |
| $k_T \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$ | -1,7                  | -3,5                  | -3,3                   |
| $K_{\text{МО}}$                                  | $-0,18 \cdot 10^{-2}$ | $-0,72 \cdot 10^{-2}$ | $-0,686 \cdot 10^{-2}$ |
| $K_{G0}$                                         | $0,23 \cdot 10^{-2}$  | $-0,19 \cdot 10^{-2}$ | $-0,256 \cdot 10^{-2}$ |

нию, то отклонение температуры топлива и теплоносителя в активной зоне за счет снижения расхода до  $G$  равно

$$\delta\theta = \delta t = \frac{\Delta\theta_0 n}{2} \left( \frac{1}{G} - 1 \right) = \frac{\Delta\theta_0 n}{2} \delta G, \quad (155)$$

где  $\delta G = 1/G - 1$ ;  $\Delta\theta_0$  — номинальный подогрев теплоносителя в активной зоне. Начальный подогрев при мощности  $n$  есть  $\Delta\theta = \Delta\theta_0 n$ .

Таким образом, расходный эффект реактивности равен изменению реактивности при увеличении параметра  $\delta G$  на 1:

$$K_G = \left( N + C + D + \frac{K_D}{1 + 273} \right) \frac{\Delta\theta}{2}. \quad (156)$$

Расходный эффект реактивности, определенный при номинальной мощности, обозначим  $K_{G0}$ , тогда

$$K_G = K_{G0} n.$$

Выражения (109), (110), (154), (156) позволяют установить следующую связь между мощностным и расходным эффектами реактивности в линейном приближении:

$$K_M = (K_{G0}/G + K_{\text{МО}} - K_{G0}) n. \quad (157)$$

Следовательно, если реактор работает на небольшом уровне мощности ( $n \ll 1$ ) при расходе теплоносителя, сниженном пропорционально мощности ( $G = n$ ), то в этом режиме  $K_M \approx K_{G0}$ .

В табл. 5 в качестве иллюстрации приведены значения температурного коэффициента, мощностного и расходного эффектов реактивности для реакторов БР-10, БН-350 и БН-600.

В реакторах БН-350 и БН-600 мощностный эффект реактивности определяется в основном вкладом эффекта Доплера. В реакторе БР-10 эффект Доплера практически отсутствует. Положительный знак расходного эффекта реактивности в реакторе БР-10 связан с изгибом топливных сборок в неравномерном температурном поле.

До сих пор речь шла об изменениях реактивности, обусловленных отклонениями от стационарных значений температур в реакторе. Однако на реактивность в быстром реакторе влияют и другие параметры, в частности давление. При изменении давления в активной зоне изменяется объ-

ем газовых пузырьков, содержащихся в теплоносителе или осаждающихся на поверхности твэлов, и, следовательно, количество теплоносителя в активной зоне. Если изменение давления в активной зоне вызывается изменением давления в газовой полости реактора над зеркалом натрия, то дополнительно возможна небольшая деформация корпуса и соответствующее перемещение органов СУЗ относительно активной зоны. Все это сказывается на реактивности. Изменение ее в ответ на увеличение на единицу давления в реакторе называют барометрическим коэффициентом реактивности. Измерения его в реакторах проводятся обычно при изменениях давления в газовой полости. В реакторе БР-5 этот эффект был отличен от нуля в начальный период пуска, когда в натрии первого контура присутствовали газовые пузырьки. После тщательной очистки теплоносителя и стабилизации состояния контуров этот эффект исчез. В реакторе БН-350 он не обнаружен. В реакторе БН-600 при пуске барометрический эффект реактивности составлял 0,1 β на 1 МПа.

Давление теплоносителя в активной зоне изменяется и при изменении расхода. Поэтому в таких режимах обязательно проявляются и барометрические эффекты реактивности. Эти эффекты добавляются к температурным эффектам, возникающим при изменениях расхода теплоносителя при работе реактора на достаточно высокой мощности. Но в режимах с изменениями расхода теплоносителя появляются также эффекты реактивности, не связанные с отклонениями от начальных значений температур в реакторе или объема газовых пузырьков в активной зоне. Эти эффекты, которые называют гидродинамическими, обусловлены перемещениями ТВС и органов СУЗ в неравномерном поле давлений. Распределение давления теплоносителя в зазорах между сборками неравномерно по радиусу, неравномерность эта тем выше, чем больше расход теплоносителя через реактор. Расход теплоносителя через центральные сборки выше, чем через периферийные. Поэтому при равномерном распределении по радиусу полного давления в потоке теплоносителя на некотором удалении от выхода из ТВС статическое давление в районе выходных окон центральныхборок должно быть ниже, чем на краю активной зоны. Вместе с тем после выхода из ТВС натрий течет в зазоре, образованном торцом центральной колонны и головкамиборок, от центра к периферии. Из-за гидравлического сопротивления давление в этом зазоре над центральнымиборками должно быть выше, чем над периферийными. Как видим, два указанных фактора оказывают противоположное влияние на перепады давления по радиусу активной зоны. Второй фактор, связанный с гидравлическим сопротивлением надпакетного пространства, в существующих реакторах оказывается преобладающим. Поэтому в режимах с принудительной циркуляцией теплоносителя давление между ТВС в центре активной зоны этих реакторов выше, чем на краю. При этом сборки, укрепленные только своими нижними хвостовиками в напорном коллекторе, изгибаются наружу. Увеличение расхода и, следовательно, перепадов давления по радиусу приводит к росту прогиба и к отрицательным эффектам реактивности, падению расхода — к положительным эффектам. Поскольку все перепады давления практически пропорциональны квадрату расхода теплоносителя, зависимость асимпто-

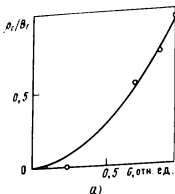
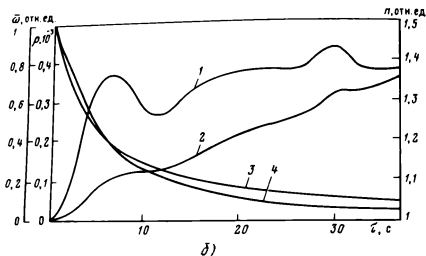


Рис. 32. Гидродинамические эффекты реактивности в реакторе БН-350:

а — асимптотическая зависимость эффектов от расхода натрия через реактор; — — квадратная парабола;  $\circ$  — результаты измерений эффектов при снижении расхода от различных значений до нуля; б — изменение реактивности при отключении ГЦН первого контура при начальном уровне мощности реактора около 100 кВт: 1 — реактивность; 2 — мощность, отнесенная к начальному значению; 3, 4 — скорости вращения двух из четырех выбегающих насосов, отнесенные к начальным значениям



ческого значения эффектов от расхода также описывается квадратной параболой:

$$\rho_r = B_r(1 - G^2). \quad (158)$$

Эта зависимость описывает асимптотические гидродинамические эффекты реактивности, которые возникают при снижении расхода теплоносителя через реактор от номинального  $G_0 = 1$  до  $G$ . Параболическая зависимость хорошо подтверждается измерениями. На рис. 32, а показана такая зависимость, полученная в экспериментах на реакторе БН-350. Но она дает только предельное значение эффектов, устанавливающееся в итоге через некоторое время после изменения расхода. В переходном же процессе возможны затухающие колебания ТВС и соответственно реактивности. На рис. 32, б показаны изменения реактивности при отключении ГЦН и снижении расхода теплоносителя в реакторе БН-350. На графике видны колебания с периодом около 10 с, которые затухают через 30–40 с. Зависимость гидродинамических эффектов реактивности от времени после скачка расхода теплоносителя может быть описана соотно-

шением

$$\rho_r = B_r \int_0^T \{1 - C^2(\tau - \tau')\} \sin(\sqrt{\mu_r} \tau') e^{-\nu_r \tau'/2} \sqrt{\mu_r} d\tau'. \quad (159)$$

Здесь  $\mu_r$  — коэффициент, пропорциональный жесткости ТВС при ее изгибе или повороте в заделке;  $\nu_r$  — коэффициент, определяющий затухание колебаний и зависящий от потерь на трение при деформации сборки и при движении ее в натрии.

Значение гидродинамических эффектов реактивности в существующих реакторах мало. Для реакторов БН-350 и БН-600, например,  $B_r = 0,05 \cdot 10^{-2}$ . Поэтому необходимость учета указанных эффектов возникает главным образом в анализе баланса реактивности с помощью автоматических устройств, предназначенных для обнаружения нарушений работы и повреждений отдельных ТВС.

Падение реактивности вследствие выгорания топлива происходит медленно и в расчете переходных процессов может не учитываться. В реакторе БН-350 оно составляет  $0,15 \cdot 10^{-6}$  (МВт-сут) $^{-1}$ , в реакторе БН-600 —  $0,14 \cdot 10^{-6}$  (МВт-сут) $^{-1}$ . Темп падения реактивности при работе реактора на постоянной мощности обычно сохраняет неизменное значение. При резких изменениях мощности он отклоняется от установившегося уровня за счет так называемого нептуниевого эффекта. Он обусловлен сравнительно большим периодом полураспада предшественника плутония — нептуния.

В длительном стационарном режиме работы количество нептуния в реакторе практически неизменно. Оно пропорционально мощности и устанавливается на том уровне, при котором скорость его исчезновения в результате главным образом  $\beta$ -распада становится равной скорости генерации вследствие захвата нейтронов ядрами урана-238. При этом сравнительно кратковременное существование предшественника нептуния — урана-239 можно не учитывать. При быстром изменении режима, например уменьшении мощности реактора, переход количества нептуния в нем на новый установившийся уровень происходит не мгновенно, а в соответствии с периодом его полураспада по экспоненте с показателем 3, 4 дня. Скорость же накопления плутония в реакторе пропорциональна количеству нептуния. Поэтому после быстрого снижения мощности в течение нескольких суток, пока количество нептуния в реакторе не снизилось до стационарного значения, скорость накопления плутония превышает скорость, установившуюся для нового уровня мощности (рис. 33). Это эквивалентно постепенному введению в реактор небольшой положительной реактивности. В результате темп падения реактивности из-за выгорания топлива в расчете на 1 МВт/сут в переходном периоде снижается, а затем восстанавливается до исходного значения. При быстром увеличении мощности нептуниевый эффект имеет противоположный знак.

Помимо температурных  $\rho_T$ , барометрических  $\rho_b$  и гидродинамических  $\rho_r$  эффектов и выгорания топлива  $\rho_{вг}$  на реактивность оказывают влияние работа систем автоматического регулирования и АЗ. Возможны также дополнительные возмущения по реактивности  $\rho_{в}$  в результате аварий, нарушений работы систем, независимых от перечисленных выше факторов.

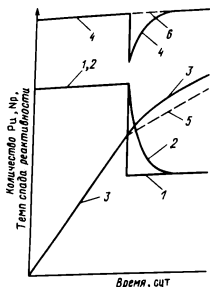


Рис. 33. Непуниевый эффект реактивности при быстром снижении мощности реактора:

1, 2 — зависимость от времени мощности реактора и количества непутия в нем соответственно; 3 — количество непутия в реакторе; 4 — темп спада реактивности из-за выгорания топлива в расчете на 1 МВт·сут; 5, 6 — так изменялось бы количество непутия в реакторе и темп спада реактивности из-за выгорания топлива соответственно, если бы период полураспада непутия был очень малым

Таким образом, можно записать

$$\rho = \rho_T + \rho_B + \rho_{\Gamma} + \rho_{\Gamma\Gamma} + \rho_{AP} + \rho_{AZ} + \rho_B. \quad (160)$$

Стержни AZ вводятся в активную зону по аварийным сигналам, которые формируются при отклонении наиболее ответственных параметров реактора до заданных пределов. Система автоматического регулирования поддерживает заданную мощность реактора и температуру теплоносителя на выходе из реактора. Работа системы AZ, устройств, формирующих аварийные сигналы, системы автоматического регулирования рассматривается в § 7.

Рассмотрим работу реактора в режиме саморегулирования, протекающем без вмешательства автоматического регулятора и AZ. Найдем асимптотические отклонения параметров реактора при возмущениях по реактивности, входной температуре и расходу теплоносителя.

Возмущение по реактивности. После отклонения реактивности в результате действия внешних факторов на величину  $\rho_B$  мощность реактора изменяется до тех пор, пока мощностные эффекты не скомпенсируют это возмущение:

$$\rho_B + K_M \delta n = 0, \quad (161)$$

где  $\delta n = n - n_0$ .

Полагаем, что расход и температура теплоносителя на входе в реактор при этом не изменяются. Отклонение от начального значения мощности реактора, найденное из (161), позволяет определить далее по (109) и (110) асимптотические отклонения температур топлива и теплоносителя.

Возмущение по расходу теплоносителя. Полагаем, что температура теплоносителя на входе в реактор постоянна:

$\tau = \text{const}$ . Мощность реактора изменяется из-за температурных эффектов реактивности. Эти эффекты определяются только разницей температур в начальном и конечном состояниях. Порядок же изменения расхода и мощности при переходе из одного состояния в другое не играет роли. Поэтому для определенности в расчете допускаем, что вначале при номинальной мощности ( $n_0 = 1$ ) расход изменяется от номинального значения  $G_0 = 1$  до  $G$ . Затем при таком расходе мощность изменяется до  $n$ . Условие стабилизации, стационарности конечного состояния заключается в том, что реактивность в этом состоянии, равная сумме ее изменений на указанных участках процесса, равна нулю:

$$K_{G0} \delta G + K_M \delta n = 0. \quad (162)$$

С учетом (157) можно переписать (162) следующим образом:

$$K_{G0} \delta G + (K_{M0} + K_{G0} \delta G) \delta n = 0.$$

В результате получаем

$$\delta n = -\delta G \frac{K_{G0}}{K_{M0} + K_{G0} \delta G} \quad \text{при } K_{M0} < 0; \quad K_{G0} < 0. \quad (163)$$

В (162) не учтены барометрические и гидродинамические эффекты реактивности. При необходимости их можно учесть независимо в качестве дополнительного внешнего возмущения. Отсюда видно, что при небольших изменениях расхода, когда  $\delta G = (1/G - 1) \ll 1$ ,

$$\delta n \approx -\delta G \frac{K_{G0}}{K_{M0}}.$$

Наоборот, при глубоких снижениях расхода, когда  $\delta G \gg 1$ , например при отключении ГЦН и переходе в режим естественной циркуляции теплоносителя,  $\delta n \approx -1$ , т.е. мощность реактора в этом режиме снижается почти до нуля. Но подогрев теплоносителя в реакторе стремится при этом ко вполне определенному значению, которое найдем с помощью (163), учитывая, что

$$\Delta \theta = \Delta \theta_0 (1 + \delta n) (1 + \delta G). \quad (164)$$

Отсюда установившееся после изменения расхода значение подогрева натрия в реакторе

$$\Delta \theta = \Delta \theta_0 \frac{K_{M0} (1 + \delta G)}{K_{M0} + K_{G0} \delta G}. \quad (165)$$

При глубоком снижении расхода ( $G \rightarrow 0$ )

$$\Delta \theta / \Delta \theta_0 \approx \frac{K_{M0}}{K_{G0}}. \quad (166)$$

Выражение (166) не учитывает остаточного энерговыделения. Поэтому оно справедливо для таких изменений расхода, при которых это энерговыделение меньше конечной мощности, вытекающей из выражения (163).

Возмущение по входной температуре теплоносителя. Расход теплоносителя постоянен, мощность реактора снижается за счет температурных эффектов реактивности. Изменение мощности и температур прекращается, когда отклонение реактивности за счет изменения входной температуры  $\delta T$  компенсируется отклонением реактивности из-за изменения мощности  $\delta n$ :

$$k_I \delta T + K_M \delta n = 0. \quad (167)$$

Понятно, что при снижении мощности  $|\delta n| \leq n_0$ . Все температурные перепады и температурные разницы в реакторе при постоянном расходе теплоносителя пропорциональны мощности. Поэтому предельное отклонение от начального значения любой температуры  $t$  (топлива, теплоносителя) в рассматриваемом процессе

$$\delta t = \delta T \left[ 1 - \frac{k_I (t_0 - T_0)}{K_M n_0} \right]. \quad (168)$$

Отсюда видно, что температуры некоторых элементов активной зоны в режиме саморегулирования могут снижаться с повышением температуры на входе в реактор. В частности, в этих условиях снижается максимальная температура топлива в активной зоне реакторов БН-350, БН-600, поскольку для них  $k_I (t_0 - T_0)/K_M > 1$ . Температура натрия на выходе из активных зон этих реакторов изменяется мало, так как аналогичные комплексы для выходной температуры близки к 1. Это означает, что прирост выходной температуры за счет подъема температуры на входе компенсируется снижением мощности.

Приведенные соотношения справедливы для установившихся предельных отклонений мощности и температур. В переходных процессах эти отклонения могут превышать установившиеся значения.

Расчет переходных процессов в реакторе с температурной обратной связью по реактивности осуществляется с помощью комплексных программ на ЭВМ. Точных аналитических решений здесь не существует. Для приближенного расчета переходного процесса в реакторе с обратной связью воспользуемся полученными выше результатами: решением уравнений кинетики с помощью функций линейного отклика и функциями, описывающими нестационарные температуры в активной зоне при кусочно-линейной аппроксимации закона изменения мощности реактора.

В соответствии с (116) температурные эффекты реактивности, возникающие на  $k$ -м шаге изменения мощности реактора, описываемого кусочно-линейной функцией времени, можно представить в виде

$$\rho_T(\tau_k) = \rho_{Tk} = K_M (\delta n_k - p_k). \quad (169)$$

Поскольку  $\delta n_k = n_k - n_0$  есть отклонение мощности от начального значения к моменту времени  $\tau_k$ , то величина  $K_M \delta n_k$  представляет собой ква-

нестационарное значение температурных эффектов. Температуры в реакторе при изменении мощности отстают от квазистационарных значений тем больше, чем быстрее изменяется мощность. В (169) величина  $p_k$  представляет собой относительное отставание, вычисляемое по (118) – (119).

Разобьем теперь переходный процесс на последовательные отрезки по времени продолжительностью  $\Delta t$ . Величина  $\Delta t$  может быть довольно большой, она, как показано в § 2, определяется характером изменения реактивности. Пусть это изменение реактивности на отрезках переходного процесса таково, что мощность реактора на каждом из них изменяется по линейному закону.

Реактивность представляет собой сумму перечисленных выше составляющих, представленных в формуле (160). Рассмотрим тот случай, когда  $\rho$  складывается из внешнего возмущения  $\rho_B$  и температурных эффектов реактивности  $\rho_T$ . Если перемещения стержней автоматического регулятора и АЗ задаются независимо, то вводимую ими реактивность также можно считать внешним возмущением. С учетом указанных двух компонент реактивности формулу (47), полученную использованием функций линейного отклика, можно переписать следующим образом:

$$\frac{n_k - n_{k-1}}{n_k} u_1 + \frac{n_{k-1} - n_{k-2}}{n_k} u_2 + \dots + \frac{n_1 - n_0}{n_k} u_k = \bar{\rho}_{Bk} + \bar{\rho}_{Tk}. \quad (170)$$

С помощью (116)–(119) представим  $\rho_{Tk}$  в следующем виде:

$$\rho_{Tk} = \rho_{Tk}^* + K_M (n_k - n_{k-1}) (1 - \Phi_1), \quad (171)$$

где  $\rho_{Tk}^*$  — значение температурных эффектов реактивности при  $\tau = \tau_k$ , но при условии, что после достижения  $\tau = \tau_{k-1}$  мощность реактора не изменяется. Поэтому для его определения нужно знать значения мощности лишь до  $n_{k-1}$  включительно:

$$\rho_{Tk}^* = K_M (\delta n_{k-1} - p_{k-1} \xi_T).$$

В результате из (170) получим выражение для определения  $n_k$ :

$$n_k = \frac{n_{k-1} u_1 - (n_{k-1} - n_{k-2}) u_2 - \dots - (n_1 - n_0) u_k}{u_1 - \rho_{Bk} - \rho_{Tk}^* - K_M (1 - \Phi_1) (n_k - n_{k-1})}. \quad (172)$$

Как видим, оно представляет собой квадратное уравнение относительно  $n_k$ . Можно не решать это уравнение, а для определения  $n_k$  из (172) воспользоваться методом последовательных приближений. Схема вычислений здесь следующая:

$$n_k^j = 0,5 \left( n_k^{j-1} + \frac{A}{B + C n_k^{j-1}} \right), \quad (173)$$

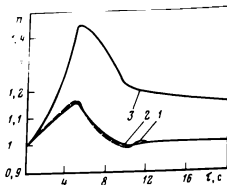


Рис. 34. Изменение мощности реактора при подъеме РС на половину рабочего хода за 5 с и возвращение его за то же время на исходную позицию:

1, 2 — приближенный и уточненный расчеты для номинальной начальной мощности соответственно; 3 — то же для начальной мощности, равной 0,1 % номинальной

где  $n_k^j$  —  $j$ -е приближение для  $n_k$ . В качестве начального приближения можно положить  $n_k^0 = n_{k-1}$ ;  $A$ ,  $B$  и  $C$  — комплексы параметров в (172), не зависящие от  $n_k$ .

Полученные выражения дают возможность осуществить даже с помощью клавишного калькулятора простой и достаточно точный расчет переходного процесса в реакторе, который в иной постановке может быть сделан лишь с помощью ЭВМ.

Для примера с помощью полученных выражений рассчитано изменение мощности реактора БН-600 при подъеме одного стержня автоматического регулятора на половину рабочего хода за 5 с и возвращении его за то же время на исходную позицию. Полная эффективность стержня 0,46β.

Расчет сделан для двух начальных значений мощности — номинальной и 0,1 % номинальной. Результаты его представлены на рис. 34. Сравнение их с результатами более подробного расчета того же процесса на ЭВМ показывает достаточную точность приближенных формул.

В приложении 2 приведены две программы для расчета изменений мощности реактора с учетом температурных эффектов реактивности. Программы написаны на языке БЕЙСИК и также могут быть использованы для освоения особенностей кинетики реактора. Первый вариант программы написан на основе выражений (172) — (173). Во втором варианте уравнения кинетики реактора с кусочно-линейной аппроксимацией зависимости мощности от времени решаются с вычислением начальных условий на каждом шаге с дополнительным учетом температурных эффектов реактивности по (171) и с определением мощности на каждом шаге последовательными приближениями по (173). ЭВМ запрашивает очередное значение реактивности и выдает на экране дисплея соответствующее значение мощности.

## 5. Гидравлические переходные процессы в жидкометаллических контурах

Гидравлические нестационарные процессы в жидкометаллических контурах при принудительной циркуляции теплоносителя слабо зависят от его температуры. Это объясняется в первую очередь небольшими изменениями плотности натрия, сплава натрий-калий и других жидких

металлов в широком диапазоне температур. В связи с этим и расчетные, и экспериментальные исследования процессов изменения расходов теплоносителя в контурах чаще всего могут проводиться независимо от процессов изменения температур.

Учет температурных условий становится необходимым на таких уровнях расхода, когда гидравлическое сопротивление контура приближается к напору естественной циркуляции при заданном распределении температур в нем. О таких режимах работы установок речь пойдет ниже.

Рассмотрим вначале соотношения, с помощью которых можно рассчитывать изменения во времени расхода теплоносителя при нарушениях работы циркуляционных насосов.

Система уравнений для расчета гидравлических переходных процессов в контурах включает в себя уравнения движения теплоносителя, роторов насосов, обратных клапанов и др.

Приведем эту систему уравнений в упрощенном виде. Уравнения движения теплоносителя в теплоотводящих петлях:

$$\frac{d\bar{G}_i}{dt} = \frac{H_i - \Delta p_i - \Delta P}{a_i}, \quad (174)$$

$$i = 1, 2, \dots, k.$$

Здесь  $\bar{G}_i$  — расход теплоносителя в  $i$ -й петле, отнесенной к номинальному значению;  $\Delta p_i$  — гидравлическое сопротивление теплоотводящих петель на их индивидуальных участках;  $\Delta P$  — гидравлическое сопротивление общего участка всех петель — реактора;  $H_i$  — напор  $i$ -го насоса; параметр

$$a_i = \sum_j \frac{l_{j,i}}{f_{j,i}} G_{0i},$$

где  $l_{j,i}$ ,  $f_{j,i}$  — длина и площадь проходного сечения  $j$ -го участка в  $i$ -й петле соответственно;  $G_{0i}$  — начальный массовый расход теплоносителя в петле. Суммирование проводится последовательно по всем участкам петли:

$$\Delta p_i \approx \Delta p_0 \bar{G}_i^2; \quad (175)$$

$$\Delta P \approx \Delta P_0 \bar{G}^2. \quad (176)$$

Выражение (175) записано в предположении, что положение обратного клапана в петле сохраняется неизменным. В противном случае необходимо учитывать изменение его коэффициента сопротивления.

Расход теплоносителя через реактор

$$\bar{G} = \frac{\sum_{i=1}^k \bar{G}_i}{k},$$

где  $k$  — число теплоотводящих петель в первом контуре. Уравнения (174) описывают второй закон Ньютона применительно к теплоносителю в петлях. Аналогичным образом получаются уравнения движения роторов

$$\frac{d\bar{\omega}_i}{dt} = \frac{\bar{M}_{di} - \bar{M}_{ci}}{b} \quad (177)$$

Здесь  $\bar{\omega}_i$  — угловая частота вращения ротора насоса в  $i$ -й петле, отнесенная к номинальному значению;  $\bar{M}_{di}$ ,  $\bar{M}_{ci}$  — соответственно движущий момент и момент сопротивления на валу  $i$ -го насоса, отнесенные к их номинальным значениям. Постоянная времени насоса  $b = \omega_0^2 \mathcal{J}_H / N_0$ , где  $\mathcal{J}_H$  — момент инерции ротора (он складывается из моментов инерции роторов насоса, электродвигателя и маховика, если таковой устанавливается на валу насоса);  $\omega_0$ ,  $N_0$  — номинальные значения угловой скорости и мощности насоса. Для насосов первого контура реактора БН-350 эта постоянная времени составляет 4 с, для насосов реактора БН-600 она находится в интервале 5,5 — 6 с.

Из теории турбомашин известно, что если расход насоса изменять пропорционально частоте вращения рабочего колеса, то его напор и момент сопротивления на валу изменяются пропорционально квадрату скорости вращения. Это дает основания для аппроксимации зависимостей напора и момента сопротивления от расхода и скорости вращения следующими соотношениями:

$$H_i = A\bar{\omega}_i^2 + B\bar{G}_i\bar{\omega}_i + C\bar{G}_i^2; \quad (178)$$

$$\bar{M}_{ci} = \alpha\bar{\omega}_i^2 + \beta\bar{G}_i\bar{\omega}_i + \gamma\bar{G}_i^2. \quad (179)$$

Параметры аппроксимации задаются для всех возможных квадрантов комплектной характеристики насоса.

Система уравнений, описывающих гидравлические нестационарные процессы во втором контуре, имеет такой же вид, как и для первого контура. В последних достаточно положить число петель  $i$  равным единице, поскольку петли второго контура независимы друг от друга.

Если электродвигатели насосов всех петель первого контура одновременно отключаются от источников энергопитания, то изменение скорости вращения и подачи насосов описывается кривыми свободного выбега. В существующих установках кинетическая энергия теплоносителя в петле значительно меньше кинетической энергии ротора насоса. Это означает, что

$$\tau_N = \frac{a_i}{\Delta p_{0i} + \Delta P_0} \ll b. \quad (180)$$

В этих условиях при свободном выбеге насосов  $\bar{G}_i \approx \bar{\omega}_i$ . Следовательно, при этом  $\bar{M}_{ci} \approx \bar{\omega}_i^2$ . Для режима свободного выбега  $\bar{M}_{di} = 0$ . Для этих условий решение уравнений (174) и (177) при начальном условии  $\bar{G}_{i0} = \bar{\omega}_{i0} = 1$  имеет следующий вид:

$$\bar{G}_i = \bar{\omega}_i = b / (\tau + b). \quad (181)$$

Таким образом, при свободном выбеге насосов изменение их скорости

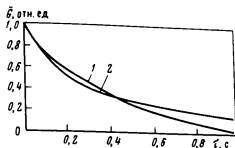
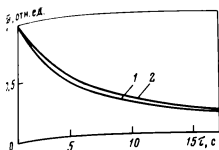


Рис. 35. Кривые свободного выбега насосов первого (1) и второго (2) контуров реактора БН-350

Рис. 36. Снижение расхода натрия в первом контуре реактора БР-10 при отключении двух электромагнитных насосов:

1 – результаты измерений расхода; 2 – расчетная гипербола с показателем 0,2 с

вращения и расхода описывается гиперболической зависимостью. Эта зависимость хорошо подтверждается в экспериментах на реакторах БН-350 и БН-600. На рис. 35 представлены экспериментальные кривые свободного выбега насосов первого и второго контуров реактора БН-350. Эти кривые хорошо описываются гиперболами с постоянными времени 4 и 4,5 с соответственно. Отклонение от гиперболической зависимости начинается при снижении расхода ниже 25 % номинального. Оно объясняется возрастанием удельного вклада в момент сопротивления механических потерь на трение в подшипниках.

Второй предельный случай, который полезно рассмотреть, соответствует условиям, когда сам насос не имеет выбега. Таким является, например, электромагнитный насос. После отключения он не создает напора, т.е.  $H_i = 0$ . При этом решение уравнения (174) с начальным условием  $\bar{G}_i = 1$  также описывается гиперболой:

$$\bar{G}_i = \tau_N / (\tau_N + \tau).$$

Постоянная времени теплоносителя  $\tau_N$  определяется по (180). Нужно отметить, что в рассматриваемом случае при подстановке в это соотношение гидравлическое сопротивление контура должно включать в себя помимо прочих компонент сопротивление собственно насоса. Для иллюстрации приведем на рис. 36 изменение расхода натрия в первом контуре реактора БР-10 при отключении обоих электромагнитных насосов контура. Это изменение хорошо описывается гиперболой с постоянной времени 0,2 с.

Если отключаются не все, а лишь отдельные насосы первого контура, то их выбег не является свободным. Противодействие на выходе, создаваемое оставшимися в работе насосами, существенно влияет на этот выбег. Рассмотрим для простоты тот случай, когда отключается один из  $k$  насосов первого контура. В этом случае расход отключившегося насоса падает быстрее, чем при свободном выбеге. Из-за этого быстрее снижается и момент сопротивления на валу насоса и, следовательно, замедляется

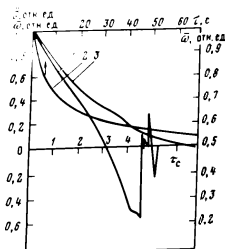


Рис. 37. Отключение одного насоса первого контура из пяти:

1 — расход натрия в отключенной петле; 2, 3 — частота вращения насоса в отключенной петле

падение скорости его вращения. Проходное сечение для теплоносителя в реакторе, приходящееся на одну работающую петлю, возрастает. Гидравлическое сопротивление контура падает, а производительность оставшихся в работе насосов увеличивается. Через некоторое время расход в отключившейся петле падает до нуля, а затем становится

отрицательным, т.е. теплоноситель в петле начинает течь в направлении, противоположном нормальному. Это вызывает закрытие обратного клапана, после чего расход в петле снова становится равным нулю. Максимальное значение обратного расхода, развивающегося в петле в процессе закрытия обратного клапана, определяется характеристиками последнего.

На рис. 37 построены графики изменения расхода натрия и частоты вращения насоса в отключившейся петле реактора БН-350. Из графиков видно, что расход натрия в отключившейся петле падает до нуля за 3,2 с. Частота вращения отключившегося насоса падает медленнее, чем при свободном выбеге. Расход четырех оставшихся в работе насосов первого контура возрастает на 11–12 % исходного. Поэтому расход натрия через реактор после отключения петли падает лишь на 11 % номинального. Кривые показывают также, что в процессе закрытия обратного клапана в петле развивался довольно значительный обратный расход натрия. Это объяснялось большим сопротивлением гидравлического тормоза, которым был снабжен клапан. После его переделки обратный расход, возникающий при закрытии, существенно снизился.

Можно получить простое приближенное аналитическое решение для расчета гидравлического переходного процесса в первом контуре при отключении одного циркуляционного насоса.

Перепишем (177) в совокупности с (179) для отключенного насоса следующим образом:

$$\frac{d\bar{\omega}_1}{d\tau} = -\frac{\bar{\omega}_1^2}{b} [a + \beta(\bar{G}_1/\bar{\omega}_1) + \gamma(\bar{G}_1/\bar{\omega}_1)^2]. \quad (182)$$

Отключенной петле для определенности присвоен индекс 1.

Обозначим время падения расхода теплоносителя в отключившейся петле до нуля  $\Delta$  и приближенно положим для  $\tau \leq \Delta$

$$\bar{G}_1/\bar{\omega}_1 = 1 - \tau/\Delta.$$

с учетом этого решение уравнения (182) дает следующее выражение для частоты вращения отключившегося насоса:

$$\bar{\omega}_1 = \frac{b}{b + \tau \left[ 1 - \left( \gamma + \frac{\beta}{2} \right) \left( \frac{\tau}{\Delta} \right) + \frac{\gamma}{3} \left( \frac{\tau}{\Delta} \right)^2 \right]}. \quad (183)$$

Вместе с тем при падении расхода теплоносителя в отключившейся петле до нуля уравнение (174) для нее с учетом (175), (176), (178) приобретает следующий вид:

$$\bar{G}^2(\Delta) \Delta P_0 = H_1 + a_1 / \Delta. \quad (184)$$

Напор насоса при нулевом расходе  $H_1 = A \bar{\omega}_1^2$ . В результате получаем следующее выражение для определения  $\Delta$  — времени падения расхода теплоносителя в отключившейся петле до нуля:

$$A \left( \frac{b}{b + \Delta \psi} \right)^2 - \Delta P_0 \bar{G}^2(\Delta) + \frac{a_1}{\Delta} = 0. \quad (185)$$

В этом выражении  $\psi = 1 - \beta/2 - (2/3)\gamma$ . Расход натрия  $\bar{G}(\Delta)$  через реактор, устанавливающийся после отключения петли, определяется из стационарных соотношений и в (185) является заданной величиной. Это уравнение, кубическое относительно  $\Delta$ , легко решается методом последовательных приближений. Например, может быть использована схема

$$\Delta_{n+1} = \frac{b}{\psi} \left( \sqrt{\frac{A}{\Delta P_0 \bar{G}^2(\Delta) - \frac{a_1}{\Delta_n}}} - 1 \right), \quad (186)$$

где  $\Delta_n, \Delta_{n+1}$  — последовательные значения  $\Delta$  в цепочке приближений.

В приближенных расчетах можно обойтись без аппроксимации полиномом (179) зависимости момента сопротивления на валу насоса от его расхода и частоты вращения. В этом случае полагаем  $\psi = 1$ . Напор насоса при нулевом расходе и при номинальной частоте вращения  $H = A$  получается непосредственно из его характеристики. Расчет в таких предположениях дает время спада расхода натрия в отключившейся петле реактора БН-350 до нуля равным 2,6 с. Эксперимент показывает, что оно составляет 3,2 с. Как видим, даже такая приближенная оценка имеет удовлетворительную точность.

Стационарные зависимости расходов натрия через реактор и в теплоотводящих петлях от числа работающих петель могут быть получены из приведенных выше соотношений:

$$A \bar{\omega}_i^2 + B \bar{G}_i \bar{\omega}_i + C \bar{G}_i^2 = \Delta P_0 \bar{G}_i^2 + \Delta P_0 \left( \frac{m \bar{G}_i}{k} \right)^2; \quad (187)$$

$$\bar{G} = m \bar{G}_i / k. \quad (188)$$

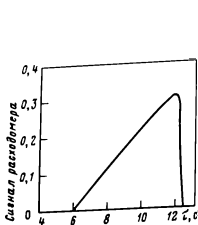


Рис. 38. Изменение сигнала расходомера при открытии запорной задвижки в петле первого контура и появлении в ней обратного расхода натрия

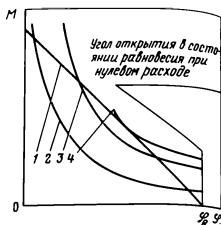


Рис. 39. Зависимость моментов сил, действующих на обратный клапан, от его угла положения при различных расходах теплоносителя:

1 — момент силы тяжести; 2, 3, 4 — моменты сил, обусловленных перепадами давления на клапане при возрастающих обратных расходах ( $G_2 < G_3 < G_4$ ); 4 — критический расход теплоносителя

При записи этих выражений предполагалось, что число работающих петель  $m$  в общем случае не равно номинальному их числу  $k$ . Частоты вращения всех работающих насосов  $\bar{\omega}_i$  заданы одинаковыми. Для реактора БН-350 отключение одного насоса первого контура из пяти приводит как уже говорилось, к увеличению расхода натрия в работающих петлях на 11 %, отключение двух насосов — на 22 % номинального,  $G$  падает в первом случае до 0,89, во втором — до 0,73.

Полезно кратко остановиться на работе обратного клапана, установленного на выходе насосов первого контура. В реакторе БН-350 было замечено, что при росте обратного расхода натрия в различных условиях клапан закрывается при одном и том же критическом значении расхода. Такой процесс можно наблюдать, например, при открытии запорной задвижки в отключенной петле, когда насосы в других петлях контура уже работают. При этом обратный расход в петле медленно возрастает до 20–24 % номинального, затем резко падает до нуля при закрытии клапана (рис. 38).

Показано, что закрытие клапана происходит при нарушении устойчивости его положения в потоке теплоносителя. В положении равновесия при нулевом расходе теплоносителя в петле клапан открыт на угол  $\varphi_R$ , достаточный для того, чтобы клапан не мешал развитию естественной циркуляции теплоносителя в петле. При отклонении клапана от положения равновесия за счет обратного потока теплоносителя на клапан действуют моменты силы тяжести и силы, обусловленной перепадами давления на нем. Зависимость этих моментов от угла поворота клапана и расхода теплоносителя в петле показана на рис. 39. Рисунок поясняет также, при каком расходе, названном критическим, нарушается

устойчивость положения клапана в потоке теплоносителя и он закрывается. Критический расход теплоносителя представляет собой максимальный расход, при котором еще возможно равенство моментов указанных сил, действующих на клапан. Перепад давления на петле, соответствующий критическому расходу, не совпадает с перепадом давления, который достаточен для удержания клапана в закрытом состоянии. Критический расход теплоносителя снижается при уменьшении доли гидравлического сопротивления реактора в общем гидравлическом сопротивлении первого контура. Измерение критического расхода теплоносителя в натурных условиях позволяет косвенно определить гидравлическое сопротивление клапана при малых углах открытия. Измерения при таких углах в стендовых условиях могут оказаться затруднительными из-за больших перепадов давления на клапане.

В некоторых режимах работы могут возникать колебания обратного клапана в потоке теплоносителя и при нормальном направлении его течения в петле. Колебания клапана вызывают периодические изменения расхода теплоносителя. Такие колебания возможны при малых расходах из-за немоности в некоторых диапазонах угла открытия клапана зависимости его гидравлического и лобового сопротивления от этого угла в нестационарных условиях.

Гидравлические параметры реактора, циркуляционных насосов, контуров, обратных клапанов, необходимые для расчета переходных процессов, определяются в проектных расчетах, в стендовых экспериментах и проверяются в натурных испытаниях непосредственно на реакторе. В частности, в натурных испытаниях уточняются постоянные выбега насосов, параметры их комплектных характеристик, которые не всегда возможно измерить на стендах, гидравлическое сопротивление реактора и контура в целом, инерционные параметры контуров, зависимость движущего момента на валу насоса от скорости его вращения.

Например, измерив закон снижения оборотов одного отключенного насоса первого контура после закрытия обратного клапана, можно определить момент сопротивления на его валу при нулевом расходе. Запись оборотов того же насоса при запуске на закрытый обратный клапан дает материал для определения зависимости движущего момента от скорости вращения. Измерение оборотов опять-таки одного отключенного насоса в момент закрытия его обратного клапана позволяет найти расчетом по (184) гидравлическое сопротивление реактора. Напор насоса при нулевом расходе можно считать заданным, так как характеристика насоса в основном квадранте всегда известна по результатам стендовых испытаний.

До сих пор речь шла о режимах принудительной циркуляции теплоносителя, когда напор естественной циркуляции пренебрежимо мал по сравнению с напором насосов.

Напор естественной циркуляции в замкнутом контуре

$$H_{e.ц} = \oint g \rho_{Na} (\theta(l)) \cos \varphi dl \approx \oint g \frac{d\rho_{Na}}{d\theta} \theta(l) \cos \varphi dl, \quad (189)$$

где  $l$  — координата в контуре в направлении течения теплоносителя;

$\theta$ ,  $\rho_{Na}$  — температура и плотность теплоносителя соответственно;  $\varphi$  — угол между вектором скорости теплоносителя в элементе  $dl$  и вертикалью. Для натрия  $d\rho_{Na}/d\tau = 0,24 \text{ кг}/(\text{м}^3 \cdot \text{К})$ .

Номинальные перепады температур в первом и втором контурах составляют около  $200^\circ\text{C}$ . Поэтому даже в том простейшем случае, когда контур состоит из двух вертикальных ниток — холодной и горячей — высотой, например, 10 м, соединенных горизонтальными перемычками, движущий напор естественной циркуляции в нем достигает лишь 570 мм натриевого столба. Для сравнения можно сказать, что напор насоса первого контура на оборотах, составляющих лишь 10 % номинальных, обычно превышает 1 м натриевого столба. Поэтому термический напор естественной циркуляции начинает оказывать влияние на движение теплоносителя практически только после остановки насоса.

Система уравнений для расчета режимов естественной циркуляции наряду с уравнениями движения теплоносителя должна включать в себя уравнения, описывающие изменения температур на всех участках контура. Приближенные экспресс-расчеты переходных режимов естественной циркуляции, которые можно осуществить вручную, не имеют ценности из-за неизбежно низкой точности. Поэтому сделаем здесь лишь некоторые замечания о стационарных режимах естественной циркуляции. Основной вклад в гидравлическое сопротивление в первом контуре в таких режимах дает трение в ТВС:

$$\Delta P = \frac{100}{\text{Re}} \frac{H_{\text{ТВЭЛ}}}{d_r} \frac{w^2 \rho_{Na}}{2}, \quad (190)$$

где  $H_{\text{ТВЭЛ}}$  — высота ТВЭЛ;  $d_r$  — гидравлический диаметр каналов активной зоны.

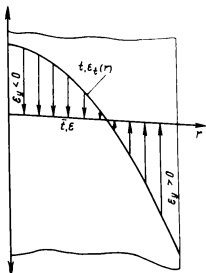
Для таких условий расход естественной циркуляции в контуре пропорционален корню квадратному из мощности энерговыделения. Коэффициент пропорциональности можно получить с помощью (189), (190) и соотношения, связывающего подогрев теплоносителя в реакторе с его мощностью. Если гидравлическое сопротивление контура имеет квадратическую зависимость от скорости теплоносителя, что бывает при большой доле местных сопротивлений в нем, то расход естественной циркуляции пропорционален корню кубическому из мощности реактора.

## 6. Нестационарные термические напряжения в элементах конструкции

В переходных режимах работы ядерных энергетических установок в элементах их конструкций возникают термические напряжения, обусловленные изменениями температуры и соответственно температурными расширениями как собственно этих элементов, так и элементов, находящихся в механическом взаимодействии с ними. Например, температурные расширения трубопроводов первого контура приводят к значительным их деформациям, перемещениям. Вследствие этого появляются напряжения как в самих трубопроводах, так и в элементах, к которым

Рис. 40. Распределение температуры и деформации по сечению стенки

они примыкают, например в корпусе реактора. Такие напряжения существуют как в стационарных, так и в переходных режимах работы. Особенность дополнительных термических напряжений, возникающих в переходных режимах работы, состоит в том, что они обусловлены неодинаковой скоростью прогрева или охлаждения различных элементов конструкции или их областей, изменением термической деформации во времени.



Представим себе тонкий стержень, зажатый между опорами, связанными массивной плитой, которые омываются потоком теплоносителя. Если температура теплоносителя начинает быстро расти, то температура стержня существенно опережает температуру плиты. Полагаем, что стержень и плита имеют одинаковые температурные коэффициенты линейного расширения. Разница термических деформаций плиты и стержня приведет к временному сжатию последнего. Такая ситуация часто возникает в теплообменном оборудовании, где корпуса, трубные доски, герметизирующие элементы, омываемые теплоносителем, неизбежно имеют разную толщину и, следовательно, различные постоянные времени. Для уменьшения термических напряжений в элементах такого оборудования приходится по возможности снижать скорость изменения температуры теплоносителя в переходных процессах. Термические напряжения возникают в переходных режимах работы и при появлении температурных перепадов по толщине элементов. Это явление часто называют тепловым ударом. Рассмотрим трубопровод, по которому протекает теплоноситель. Трубопровод хорошо теплоизолирован снаружи, поэтому в исходном стационарном режиме его стенка имеет температуру теплоносителя. При быстром снижении температуры теплоносителя стенка трубопровода охлаждается неравномерно: внутренние слои быстрее, наружные медленнее. В стенке возникает распределение температуры, изображенное на рис. 40. Предположим, что при деформации все поперечные сечения стенки остаются плоскими. При таком предположении линейная деформация трубопровода будет определяться средней по сечению стенки температурой. Поэтому слои трубы, имеющие температуру выше средней, оказываются сжатыми, а ниже средней — растянутыми (рис. 40). Разница осевых термических деформаций — средней по сечению  $\epsilon$  и для рассматриваемого слоя с радиальной координатой  $r$  при сохранении плоских сечений — восполняется упругой деформацией. По закону Гука осевые напряжения в этом слое пропорциональны указанной разнице температур-

ных расширений:

$$\sigma_z = \frac{\alpha_t E}{1 - \mu} [\bar{t} - t(r)]. \quad (191)$$

Коэффициент Пуассона  $\mu$  появляется здесь потому, что фактически напряженное состояние стенки является двухосным: помимо осевых в ней возникают такие же по значению окружные напряжения, сокращающие деформацию в осевом направлении. Радиальные напряжения при относительно малой толщине стенки трубы незначительны. По такой же формуле рассчитываются термические напряжения в плоской стенке с относительно малой толщиной, если стенка закреплена по контуру таким образом, что закрепление не мешает линейной деформации во всех измерениях, но препятствует изгибу стенки. Как видим, при линейном распределении температуры по толщине стенки максимальные напряжения на ее поверхности

$$\sigma_{z \text{ макс}} = A \Delta t / 2,$$

где  $\Delta t$  — температурный перепад на стенке;  $A = \frac{\alpha_t E}{1 - \mu}$ . При монотон-

ных изменениях температуры максимальные термические напряжения возникают на поверхности конструктивных элементов. Они представляют наибольшую опасность. Поэтому в дальнейшем, говоря о термических напряжениях, будем иметь в виду их осевую или тангенциальную составляющую на поверхности элемента, омываемой теплоносителем.

Задача о нестационарном температурном поле плоской стенки рассматривалась в § 3. Мы возвращаемся здесь к ней потому, что определение термических напряжений в стенке корпуса теплообменного аппарата, реактора, в трубопроводе начинается с расчета изменений температур в этих элементах. Связь средней температуры стенки с температурой омывающего ее теплоносителя выражается дифференциальным уравнением (79). Перепишем его, опуская член с энергосодержанием и переходя к безразмерному времени  $Fo = \kappa \tau / R^2$  (обозначения пояснены в § 3):

$$d\bar{t}/dFo = (\theta - \bar{t})\varphi. \quad (192)$$

Здесь  $\varphi = 3 Bi / (3 + Bi)$ ;  $Bi = \alpha R / \lambda$ ;  $R$  — толщина стенки.

Температуру поверхности стенки  $t(R)$  найдем из выражения

$$t(R) = \theta - \frac{1}{Bi} \frac{d\bar{t}}{dFo} = \theta - \frac{1}{\alpha} \frac{d\bar{t}}{d\tau} (R\kappa\gamma). \quad (193)$$

Оно, как и (192), представляет собой уравнение теплового баланса, записанное несколько по-иному с использованием теплового потока с поверхности плоской стенки. Решение уравнений (192), (193) совместно с (191) дает следующее выражение для напряжений:

$$\frac{\sigma}{A} = (t_0 - \theta) \frac{\varphi}{3} + \frac{\varphi^2}{3} e^{-\varphi Fo} \int_0^{Fo} (\theta - t_0) e^{\varphi Fo} dFo =$$

$$= -\frac{\varphi}{3} e^{-\varphi F_0} \int_0^{F_0} \frac{d\theta}{dF_0} e^{\varphi F_0} dF_0. \quad (194)$$

На основе его несложно получить формулы для расчета напряжений для конкретных законов изменения температуры теплоносителя во времени. Экспоненциальное изменение

$$\theta = t_0 - \Delta\theta (1 - e^{-m\tau}). \quad (195)$$

Спад температуры теплоносителя дает растягивающие напряжения на поверхности омываемой им стенки, подъем — сжимающие.

При переходе к безразмерному времени (195) приобретает следующий вид:

$$\theta - t_0 = -\Delta\theta (1 - e^{-Pd F_0}), \quad (196)$$

где критерий Предводителява, характеризующий темп изменения температуры,  $Pd = mR^2/\alpha$ .

Выше было показано, что экспоненциальными законами можно приближенно описать изменение температуры теплоносителя при срабатывании БАЗ на выходе из активной зоны и на выходе из бака реактора. Подстановка (196) в (194) дает для этого закона

$$\frac{\sigma}{A\Delta\theta} = \frac{Pd\varphi}{3(\varphi - Pd)} (e^{-Pd F_0} - e^{-\varphi F_0}). \quad (197)$$

Из этого выражения видно, что при экспоненциальном спаде температуры теплоносителя напряжения вначале растут, достигают максимума и далее снижаются. Максимальное значение напряжений

$$\frac{\sigma_{\max}}{A\Delta\theta} = \frac{\varphi}{3} \left( \frac{\varphi}{Pd} \right)^{-\varphi/(\varphi - Pd)} \quad (198)$$

Максимум напряжений достигается в момент времени

$$F_{0\max} = (\ln \varphi - \ln Pd) / (\varphi - Pd). \quad (199)$$

Если в (198) перейти к пределу при  $Pd \rightarrow \infty$ , то получим выражение для расчета термических напряжений при мгновенном скачке температуры:

$$\sigma_{\max} / A\Delta\theta = \varphi/3 = Bi/(3 + Bi). \quad (200)$$

Рассмотрим теперь линейное во времени изменение температуры теплоносителя  $\theta = t_0 - \Delta\theta F_0$ . При этом

$$\frac{\sigma}{A\Delta\theta} = \frac{1 - e^{-\varphi F_0}}{3}. \quad (201)$$

Отсюда видно, что в квазистационарном режиме, который устанавливается при  $F_0 \gg 1/\varphi$ ,  $\sigma_{\max}/(A\Delta\theta) = 1/3$ . Если температура теплоносителя из-

меняется по приведенному линейному закону лишь в течение времени  $\Delta F_0$ , после чего остается постоянной, то для  $F_0 > \Delta F_0$

$$\frac{\sigma}{A\Delta\theta} = \frac{(1 - e^{-\Delta F_0 \varphi})e^{-\varphi(F_0 - \Delta F_0)}}{3} \quad (202)$$

При  $\Delta F_0 \rightarrow 0$  ( $\Delta F_0 \Delta\theta \neq 0$ ) получаем прежнюю формулу (200) для расчета напряжений при мгновенном скачке температур. Из (202) видно, что максимум напряжений достигается в момент времени  $\Delta F_0$  и определяется для этого момента по (201) или, что то же самое, по (202).

Расчет напряжений по приближенным формулам (198)–(202) достаточно хорошо согласуется с результатами более точных расчетов, проведенных на основе решения дифференциального уравнения теплопроводности для плоской стенки. Это можно проверить с помощью номограммы для определения максимальных термических напряжений в плоской стенке при линейном и экспоненциальном изменении во времени температуры омывающего ее теплоносителя, которая приведена в приложении 4. Номограмма построена по точному решению указанного уравнения. На рис. 41 представлены некоторые результаты расчета напряжений по приближенному соотношению (197) и по точному решению.

Поскольку задача о термических напряжениях в стенке в упругой области описывается линейными уравнениями с постоянными коэффициентами, то к ее решению применим принцип суперпозиции, т.е. принцип суммирования результатов решения для отдельных функций, суммой которых задается закон изменения температуры теплоносителя. Если, например, этот закон задан суммой экспоненциальных составляющих вида (196), то напряжения будут выражаться суммой функций (197), рассчитанных для параметров каждой из них.

Полезно получить формулы для расчета напряжений для того случая, когда изменение температуры теплоносителя описывается кусочно-линейной функцией времени. Для простоты положим, что шаг задания этой функции по времени  $\Delta t$  или в безразмерном виде  $\Delta F_0$  постоянен. Изменение температуры теплоносителя на  $i$ -м шаге обозначим  $\Delta\theta_i$ . Из (194) получаем следующие формулы для расчета напряжений в плоской стенке в рассматриваемом случае:

$$\sigma_{i+1} = \sigma_i \xi_0 + \Delta\sigma_{i+1}; \quad (203)$$

$$\Delta\sigma_{i+1} = A\Delta\theta_{i+1}(1 - \xi_0)/3; \quad (204)$$

$$\xi_0 = e^{-\varphi\Delta F_0}; \quad \sigma_0 = 0. \quad (205)$$

Эти формулы позволяют достаточно точно рассчитать напряжения при любой зависимости температуры теплоносителя от времени путем замены ее кусочно-линейной функцией. Расчет дополнительно поясняется на рис. 42.

Для снижения термических напряжений в элементах теплообменного оборудования наряду с уменьшением скорости изменения температуры теплоносителя часто используется тепловая защита. Она представляет со-

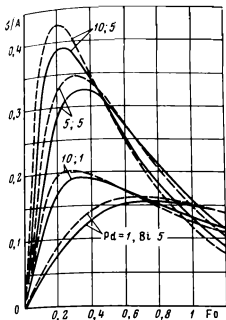


Рис. 41. Сравнение результатов точного (сплошные линии) и приближенного (штриховые линии) расчета термических напряжений на поверхности пластины при экспоненциальном снижении температуры теплоносителя во времени

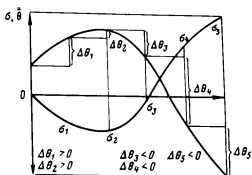


рис. 42. К расчету термических напряжений при произвольном законе изменения во времени температуры теплоносителя

бой один или несколько слоев по возможности низкотеплопроводного материала, отделяющих несущую стенку аппарата или трубопровода от теплоносителя. При изменении температуры последнего существенная часть температурного отклонения воспринимается тепловой защитой, а на несущую стенку приходится небольшой температурный перепад. В жидкометаллических контурах тепловая защита изготавливается из того же материала, что и основное оборудование, — из нержавеющей стали. Такая защита устанавливается на корпусе и в выходных патрубках реактора, на некоторых его внутрикорпусных устройствах, на входных участках теплообменных аппаратов.

Приближенные формулы для расчета напряжений, приведенные выше, получены на основе допущения о параболическом распределении температуры в стенке при стационарных режимах работы. Это же допущение позволяет очень просто рассчитать напряжения и при наличии тепловой защиты. Из параболического распределения температуры в несущей стенке и тепловой защите следует, что при наличии тепловой защиты напряжения на поверхности несущей стенки равны

$$\sigma_c = \sigma_0 \epsilon_c^2, \quad (206)$$

где  $\sigma_0$  — напряжения на поверхности пластины толщиной, равной суммарной толщине несущей стенки  $R$  и тепловой защиты  $\delta_3$ ;

$$\epsilon_c = R / (R + \delta_3) \quad (207)$$

(при этом предполагается, что тепловая защита изготовлена из того же

материала, что и несущая стенка, и имеет с последней идеальный тепловой контакт);  $\sigma_*$  — вычисляются по полученным выше формулам с подстановкой в них вместо  $R$  величины  $R_c = R + \delta_3$ .

Сравнение с точными расчетами показывает вполне удовлетворительную точность выражения (206).

В качестве примера рассчитаем термические напряжения в корпусе промежуточного теплообменника быстрого реактора после срабатывания БАЗ. Натрий в теплообменник поступает из бака вместимостью  $100 \text{ м}^3$ . В свою очередь, в этот бак натрий с расходом  $5 \text{ м}^3/\text{с}$  подается из активной зоны. В связи с большим объемом бака можно считать, что после срабатывания БАЗ температура натрия на выходе из активной зоны мгновенно падает на величину начального подогрева его в реакторе равную  $200^\circ \text{C}$ . Корпус изготовлен из нержавеющей стали, для нее  $A = 5 \text{ МПа/К}$ . Ее коэффициент температуропроводности  $5,5 \cdot 10^{-6} \text{ м}^2/\text{с}$ , теплопроводность  $21 \text{ Вт}/(\text{м} \cdot \text{К})$ . Толщина стенки корпуса  $30 \text{ мм}$ . Коэффициент теплоотдачи от стенки к натрию составляет  $10 \text{ кВт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К})$ . Как следует из § 3, постоянная времени бака реактора составляет  $20 \text{ с}$ . Изменение температуры теплоносителя на выходе из бака после срабатывания БАЗ в отклонениях от начальной

$$t_0 - \theta = 200(1 - e^{-\tau/20}).$$

После перехода к безразмерному времени

$$Fo = \frac{\alpha \tau}{R^2} = \frac{5,5 \cdot 10^{-6} \tau}{(30 \cdot 10^{-3})^2} = 0,611 \cdot 10^{-2} \tau;$$

$$t_0 - \theta = 200(1 - e^{-8,2 Fo});$$

$$Pd = (30 \cdot 10^{-3})^2 / (20 \cdot 5,5 \cdot 10^{-6}) = 8,2;$$

$$Bi = \frac{10^4 \cdot 30 \cdot 10^{-3}}{21} = 14,3; \quad \varphi = \frac{3 \cdot 14,3}{3 + 14,3} = 2,48.$$

Максимальное значение напряжений составляет

$$\sigma_{\max} = 5 \cdot 200 \frac{2,48}{3} \left( \frac{2,48}{8,2} \right)^{2,48/(8,2 - 2,48)} = 492 \text{ МПа}.$$

Время достижения максимума напряжений

$$Fo_{\max} = (\ln 2,48 - \ln 8,2) / (2,48 - 8,2) = 0,209.$$

Размерное время достижения максимума напряжений

$$\tau_{\max} = \frac{Fo_{\max} R^2}{\alpha} = \frac{0,209 (30 \cdot 10^{-3})^2}{5,5 \cdot 10^{-6}} = 34,2 \text{ с}.$$

Как видим, полученные напряжения очень велики. Поскольку значение их превышает предел текучести для стали, то их следует считать условными.

Выше говорилось о том, что одним из наиболее действенных средств уменьшения термических напряжений в элементах конструкции является снижение скорости изменения температуры теплоносителя, омывающего эти элементы. Продемонстрируем это, продолжая начатый пример. Скорость снижения температуры натрия в описанном случае можно уменьшить за счет перевода насосов первого контура на меньшее число оборотов. В реакторах БН-350, БН-600 такое число оборотов составляет 1/4 номинальных. Уменьшение расхода натрия через бак реактора в 4 раза во столько же раз увеличивает его постоянную времени. Считаем, что перевод насосов на пониженное число оборотов происходит быстро. Поэтому изменение температуры натрия с самого начала можно описать экспоненциальной зависимостью с постоянной времени уже не 20, а 80 с:  $t_0 - \theta = 200(1 - e^{-t/80})$ . В этом случае по (198) и (199) получаем:  $\sigma_{\max} = 275,7$  МПа;  $\tau_{\max} = 72,5$  с. Таким образом, перевод насосов на пониженное число оборотов привел к снижению напряжений почти в 2 раза.

Не менее эффективным средством уменьшения термических напряжений является тепловая защита. Положим, что в рассматриваемом примере корпус теплообменника на входном участке закрыт несколькими слоями тепловой защиты из нержавеющей стали с совокупной толщиной 30 мм. Следовательно, суммарная толщина несущей стенки корпуса теплообменника и тепловой защиты составляет 60 мм. Максимальное напряжение в пластине такой толщины в режиме БАЗ без перевода насосов на пониженное число оборотов составляет 722,8 МПа, время достижения максимума напряжений 54 с. Напряжения в несущей стенке в соответствии с (206) в 4 раза меньше, чем в стенке толщиной 60 мм, и, следовательно, составляют 180,7 МПа. Это значение в 2,7 раза меньше напряжений в стенке без тепловой защиты для аналогичного изменения температуры теплоносителя.

Нужно подчеркнуть, что расчет максимальных термических напряжений в наиболее нагруженных элементах конструкции не позволяет еще сделать заключение о допустимости того или иного режима работы. Термические напряжения при однократном воздействии обычно не вызывают разрушения материалов, за исключением самых хрупких, таких, например, как стекло.

В нержавеющей стали повреждения могут появиться при многократных воздействиях в результате так называемой термоусталости. Существует несколько методов расчета элементов конструкции на термоусталость. Среди них методы Коффина, Ю.Ф. Баландина, Ленджера. По методу Коффина допустимое число циклов нагружения элемента обратно пропорционально квадрату пластической деформации в каждом цикле. Коэффициент пропорциональности определяется экспериментально для каждого материала в зависимости от средней температуры в цикле нагружения. Метод Коффина может применяться только для самых приближенных оценок, так как в некоторых случаях он приводит к опасному завышению допустимого числа циклов. Этот метод в основном может использоваться для низких температур и для больших пластических деформаций в каждом цикле.

Метод Ю.Ф. Баландина учитывает большое число факторов и поэтому точнее предыдущего. По этому методу термическая усталость определяется полной деформацией, максимальной температурой в цикле и выдержкой времени между циклами. Это выражается следующей эмпирической формулой для разрушающего числа циклов нагружения:

$$N = \frac{1}{(4\tau_u)^b} \left( \frac{c}{\Delta\epsilon} \right)^{1/d}, \quad (208)$$

где  $\tau_u$  — длительность одного цикла, мин;  $\Delta\epsilon$  — полная деформация за цикл, %;  $b, c, d$  — коэффициенты, определяемые экспериментально для заданных температурных условий. Например, для стали X18H9T при температуре 550 °C  $b = 0,105$ ;  $c = 10,5$ ;  $d = 0,375$ , а при 600 °C  $b = 0,22$ ;  $c = 8,32$ ;  $d = 0,35$ .

Как видим, повышение температуры снижает число циклов до разрушения, повышает роль выдержки между ними. Влияние неучтенных факторов на термическую усталость предлагается компенсировать десятикратным запасом по числу циклов. Полная деформация за цикл определяется по условным термическим напряжениям.

Непосредственные параметры термонагрузений — напряжения, упругие и пластические компоненты деформаций — и в других методах часто выражаются приближенно через условные термоупругие напряжения. Эти параметры можно вычислить точнее на основе решения задачи о термонагрузении в упруго-пластической постановке. Получим такое решение с помощью уже использовавшегося допущения о параболическом распределении температуры по толщине стенки. Кроме того, в решение заложим идеализированную диаграмму деформирования материала: напряжения пропорциональны деформации до предела текучести  $\sigma_T$  и дальше не изменяются с ростом деформации. Задача с учетом указанных допущений описывается следующей системой уравнений:

$$\epsilon = \epsilon_t + \epsilon_y + \epsilon_n = idem; \quad (209)$$

$$\epsilon_y = \sigma(1 - \mu)/E; \quad \sigma \leq \sigma_T; \quad (210)$$

$$\epsilon_t = a_t t; \quad (211)$$

$$\int_0^R \sigma dr = 0; \quad (212)$$

$$t(r) = t(0) - \Delta t (r/R)^2, \quad (213)$$

где  $\epsilon, \epsilon_n, \epsilon_y, \epsilon_t$  — соответственно полная деформация и ее пластическая, упругая и термическая компоненты. Запись  $\epsilon = idem$  в (209) означает, что полная деформация одинакова для всех слоев пластины и, следовательно, все ее сечения остаются плоскими. Соотношения (210) описывают идеализированную диаграмму деформирования для двухосного напряженного состояния. Выражение (212) представляет собой условие равновесия, очевидное для квазистационарного режима нагружения.

Параболическое распределение температуры (213) выбирается для такого момента переходного процесса, при котором перепад температуры по сечению  $\Delta t$  достигает максимального значения. Среднее по сечению значение температуры при распределении (213)

$$\bar{t} = t(0) - \Delta t/3.$$

Условные термоупругие напряжения на поверхности пластины, рассчитанные без учета пластической деформации в поверхностных слоях:

$$\sigma_* = \frac{\alpha_T E}{1 - \mu} [\bar{t} - t(R)] = \frac{2}{3} A \Delta t.$$

Допустим, что пластическая деформация возникает только в поверхностном слое пластины при  $R_1 < r \leq R$  (рис. 43). Из (209)–(213), следует, что

$$\xi = \frac{R_1}{R} = \sqrt[3]{\frac{\sigma_T}{\sigma_*}}. \quad (214)$$

Обозначим  $x$  безразмерную координату в пластине, отсчитанную от теплоизолированной стенки:

$$x = r/R.$$

Пластическая деформация возникает в пластине при  $\xi < x \leq 1$ :

$$\epsilon_n = \frac{1 - \mu}{E} \frac{3\sigma_*}{2} (x^2 - \xi^2). \quad (215)$$

Без решения задачи в упруго-пластической постановке предлагалось вычислять пластическую деформацию по разнице условных термоупругих напряжений и предела текучести:

$$\epsilon'_n = \frac{\sigma_* - \sigma_T}{E} (1 - \mu) = \frac{\sigma_*}{E} (1 - \mu) (1 - \xi^3). \quad (216)$$

Отсюда отношение уточненного значения пластической деформации на поверхности пластины (215) к приближенному (216)

$$\frac{\epsilon_a}{\epsilon'_n} = \frac{3}{2} \frac{1 - \xi^2}{1 - \xi^3} = \frac{3}{2} \frac{1 + \xi}{1 + \xi + \xi^2}. \quad (217)$$

Отсюда видно, что соотношение (216) существенно занижает пластическую деформацию при больших условных термоупругих напряжениях (при малых  $\xi$ ).

Определим, до какого уровня условных напряжений справедливо допущение о том, что пластическая деформация возникает лишь на поверхности пластины, омываемой теплоносителем, а на теплоизолированной поверхности ее нет.

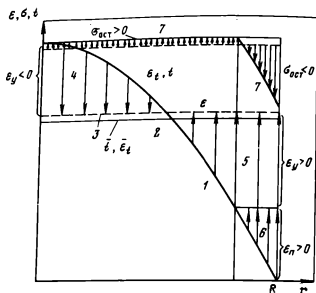


Рис. 43. Определение напряжений и деформаций в пластине в упругопластической постановке:

1 - распределение температуры (термической деформации); 2 - средняя по сечению температура; 3 - суммарная деформация, одинаковая для всех слоев пластины; 4 - участок отрицательной упругой деформации (сжимающие напряжения); 5 - участок положительной упругой деформации (растягивающие напряжения); 6 - пластическая деформация; 7 - остаточные напряжения после выравнивания температуры на исходном максимальном уровне

Проинтегрируем уравнение (209) от 0 до  $R_1$ :

$$\epsilon R_1 = \alpha_t \int_0^{R_1} t dr + \int_0^{R_1} \epsilon_y dr. \quad (218)$$

Уравнение (212) можно представить следующим образом:

$$\int_0^R \epsilon_y dr = \int_0^{R_1} \epsilon_y dr + \int_{R_1}^R \epsilon_y dr = 0.$$

Но на участке  $R_1 < r \leq R$   $\epsilon_y = \sigma_T(1 - \mu)/E$ . Поэтому

$$\int_0^{R_1} \epsilon_y dr = - \frac{\sigma_T(1 - \mu)}{E} (R - R_1). \quad (219)$$

Обозначим  $\bar{T}_1$  среднее значение температуры стенки на отрезке от 0 до  $R_1$ . С учетом этого обозначения из (218) и (219) следует

$$\epsilon = \alpha_t \bar{T}_1 - \frac{\sigma_T}{E} (1 - \mu) \frac{R - R_1}{R_1}, \quad (220)$$

где  $\bar{T}_1 = t_0 - \Delta t t^2/3$ .

Для  $x = 0$  ( $r = 0$ )

$$\epsilon = \epsilon_t + \epsilon_y = \alpha_t t_0 + \frac{\sigma(0)}{E} (1 - \mu). \quad (221)$$

Из (220) и (221) получаем напряжения на теплоизолированной поверхности стенки:

$$\sigma(0) = -\sigma_T (3 - 2\xi)/2\xi. \quad (222)$$

В этом выражении  $\sigma_T$  — предел текучести на растяжение, так как распределение температуры (213) соответствует снижению температуры теплоносителя. Если считать, что предел текучести стали на сжатие такой же, как и на растяжение, то из (222) можно получить, что пластическая деформация появится на теплоизолированной поверхности пластины при  $\xi = 0,75$ . При этом условные термоупругие напряжения на внешней ее поверхности

$$\sigma_* = (4/3)^3 \sigma_T \approx 2,4 \sigma_T.$$

Как видим, диапазон условных напряжений, в котором справедливо допущение о появлении пластической деформации лишь во внешних слоях пластины, достаточно широк. Поэтому таким допущением можно пользоваться в большинстве практических случаев.

Итак, после прекращения термического нагружения, т.е. после выравнивания температуры по сечению пластины, в ее поверхностных слоях остается пластическая деформация, определяемая (215). Эта пластическая деформация создает в стенке остаточные напряжения со знаком, противоположным исходным. Эти напряжения можно определить также из системы уравнений (209) — (213), если задать в ней  $\Delta t = 0$ , а  $\epsilon_{\text{п}}$  определить по (215). При этом получим

$$\sigma_{\text{ост}} = \sigma_* \psi(x). \quad (223)$$

Для  $x \leq \xi$

$$\psi = \xi^3 - (3/2)\xi^2 + 1/2. \quad (224)$$

Для  $x \geq \xi$

$$\psi = \xi^3 - (3/2)x^2 + 1/2. \quad (225)$$

Остаточные напряжения на внешней поверхности пластины

$$\sigma_{\text{ост}}(1) = \sigma_*(\xi^3 - 1) = \sigma_T - \sigma_*. \quad (226)$$

Как видим, они могут быть значительными. Например, при  $\xi = 0,75$ , т.е. когда область пластической деформации занимает 1/4 толщины пластины,  $\sigma_{\text{ост}}(1) \approx -0,57 \sigma_*$ . При этом на внутренней поверхности пластины  $\sigma_{\text{ост}}(0) \approx 0,082 \sigma_*$ .

Если сразу же после первого термонагружения подвергнуть пластину точно такому же нагружению, то оно не вызовет дополнительной пластической деформации. Действительно, уже полученная пластическая деформация в совокупности с термической деформацией при распределении

температуры по (213) и упругой деформацией удовлетворяют гипотезе плоских сечений (209) и условию равновесия (212). Но если между первым и вторым нагружениями проходит достаточно большое время, в течение которого температура по сечению пластины распределена равномерно, то остаточные напряжения уменьшаются — релаксируют. В предельном случае, когда они исчезают полностью, следующее термонагружение вызывает такую же пластическую деформацию, как и первое. Релаксация идет тем быстрее, чем выше температура выдержки между циклами. Именно поэтому при термонагружениях одного знака рост времени выдержки между циклами и увеличение температуры выдержки приводят к сокращению разрушающего числа циклов нагружения. Это хорошо видно, например, из эмпирического выражения (208). При релаксации напряжений материал "ползет", в нем появляется дополнительная пластическая деформация, противоположная по знаку исходной. В результате текущее значение пластической деформации уменьшается. Если в процессе релаксации остаточные напряжения ко второму циклу уменьшились с  $\sigma_{ост}$  до  $\nu \sigma_{ост}$ , где  $\nu < 1$ , то в этом цикле материал пластины получит пластическую деформацию  $(1 - \nu)\epsilon_p$ , где  $\epsilon_p$  — деформация в первом цикле. Небольшие отклонения от этого соотношения возможны за счет перераспределения пластической деформации по сечению пластины вследствие зависимости скорости релаксации напряжений от их значения.

По-иному обстоит дело при знакопеременных циклических термических напряжениях, когда за быстрым ростом температуры теплоносителя следует ее снижение, или наоборот. В этом случае остаточные напряжения, возникающие из-за пластической деформации при термонагружении одного знака, суммируются с напряжениями, возникающими при термонагружении противоположного знака, и увеличивают пластическую деформацию, если она появляется в этом цикле. При следующем нагружении, опять-таки со знаком, противоположным предыдущему, термические напряжения вновь суммируются с остаточными. В результате происходит накопление пластической деформации и рост ее от цикла к циклу. В этом режиме, в отличие от рассмотренного выше, выдержка времени между циклами нагружения играет благоприятную роль, уменьшая остаточные напряжения. Такому знакопеременному нагружению могут подвергаться элементы ТВС и внутриреакторных конструкций при срабатывании БАЗ, происходящем после значительного исходного возмущения по мощности энерговыделения или расходу теплоносителя через реактор. Это исходное возмущение вызывает быстрый рост температуры на выходе из реактора, а после сброса аварийных стержней температура столь же быстро снижается. В результате в элементах конструкции, омываемых теплоносителем, возникают знакопеременные термические напряжения. На рис. 44 показано изменение условных термоупругих напряжений в цилиндрической части головки ТВС реактора при таком срабатывании БАЗ. Условные напряжения как при росте температуры, так и при ее снижении превышают предел текучести. Для ТВС благоприятную роль играет то обстоятельство, что срок ее службы ограничивается кампанией. В общем же случае такие процессы заслуживают серьезного внимания.

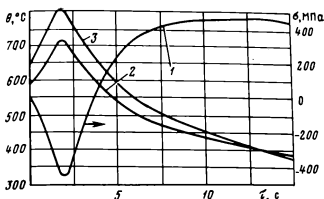


Рис. 44. Срабатывание БАЗ по сигналу об отключении ГЦН первого контура:

1 – термические напряжения в головке ТВС; 2 – температура натрия на выходе из наиболее напряженной ТВС; 3 – температура натрия на выходе из наиболее напряженного канала сборки

тем более что работоспособность материалов при знакопеременных теплосменах исследована мало.

Необходимо особо остановиться на термических напряжениях в твэлах. В оболочках твэлов в стационарном режиме работы перепад температуры составляет обычно 20–30 °С. Это означает, что сразу же после вывода реактора на мощность термические напряжения в поверхностных слоях оболочек достигают 50–70 МПа. Однако в условиях высоких температур (до 600–700 °С), при которых работают оболочки, эти напряжения быстро релаксируют.

На начальных этапах разработки быстрых реакторов опасались роста термических напряжений в оболочках твэлов при срабатывании БАЗ и быстром снижении температуры теплоносителя. Однако подробные исследования показали, что такой рост, если он и имеет место, незначителен – не более 10–15 % начального уровня напряжений. Поэтому он не представляет опасности.

Более серьезного внимания заслуживают иные компоненты напряжений в оболочках. Одна из них связана с давлением газообразных продуктов деления. Эти напряжения растут с увеличением температуры теплоносителя, мощности реактора. В некоторых режимах работы определяющую роль в формировании напряжений в оболочках твэлов играет не давление газообразных продуктов деления, а механическое взаимодействие оболочек с топливными сердечниками из-за разности их термических деформаций. В частности, при быстром снижении температуры теплоносителя оболочка в термическом сжатии может опережать сердечник. В этом случае она окажется растянутой сердечником. При этом нужно учитывать, что топливный сердечник обладает гораздо большей жесткостью, чем оболочка. Поэтому разница температурных расширений сердечника и оболочки будет компенсироваться деформацией последней. Действительно, жесткость топливного сердечника при сжатии его внешним дав-

лением

$$P_0 = \frac{2E_0}{D(1 - \mu_0)}.$$

Жесткость оболочки при растяжении ее внутренним давлением

$$P_1 = \frac{2E_1}{D(D/2\delta_1 + \mu_1)}.$$

где  $D$  — диаметр топливного сердечника;  $\delta_1$  — толщина оболочки твэла

Под жесткостью здесь понимается давление на внешней поверхности сердечника или на внутренней поверхности оболочки на единицу радиального перемещения этих поверхностей. Модуль упругости диоксида урана  $E_0$  в 1,3–1,4 раза ниже модуля упругости стали  $E_1$ . Тем не менее вследствие того что для существующих твэлов  $D/\delta_1 \approx 15$ , жесткость оболочки в 7–8 раз ниже жесткости сердечника. При совместной деформации перемещение будет распределяться между ними обратно пропорционально жесткости.

Важную роль играет также то обстоятельство, что температурный коэффициент линейного расширения диоксида урана почти в 2 раза ниже коэффициента линейного расширения стали.

Расчеты показывают, что растяжение оболочек твэлов топливными сердечниками возможно в режимах роста мощности, особенно в центральной части активной зоны, а также в случае срабатывания БАЗ на выходных ее участках и в верхнем торцевом экране. В связи с этим нежелательно использовать в верхнем торцевом экране твэлы с увеличенным диаметром по сравнению с диаметром твэлов активной зоны. Изменение температуры теплоносителя и, следовательно, оболочек твэлов в торцевом экране определяется после срабатывания БАЗ постоянной времени твэлов активной зоны, а изменение температуры топливных сердечников — постоянной твэлов торцевого экрана. Если последняя существенно больше постоянной твэлов активной зоны, то возникает дополнительное запаздывание в снижении температуры топливных сердечников экрана относительно температуры оболочек с осаживанием оболочек на сердечники. При этом возможна значительная, в том числе и пластическая, деформация оболочек тепловыделяющих элементов экрана и их повреждение. Механическое взаимодействие сердечников твэлов с оболочками после срабатывания БАЗ происходит в том случае, если начальный зазор между ними в стационарном режиме работы существенно сокращается или полностью исчезает в результате распухания сердечников.

В некоторых случаях при выборе режимов управления ядерным реактором возникает вопрос: по какому алгоритму необходимо изменять мощность реактора и выходную температуру теплоносителя, чтобы при заданном времени и диапазоне их изменения получить минимальные термические напряжения в наиболее ответственных элементах конструкции?

Минимальное значение напряжений достигается при таком законе монотонного изменения температуры теплоносителя на величину  $\Delta\theta$  за

время  $\Delta t$ , при котором во всем ее диапазоне поддерживается постоянное значение этих напряжений. Это постоянное и минимальное значение напряжений

$$\sigma_{\min} = \frac{A\varphi\Delta\theta}{3(1 + \varphi\kappa\Delta t/R^2)} \quad (227)$$

Здесь  $\varphi$  имеет тот же смысл, что и в (192). Такое значение напряжений поддерживается постоянным после мгновенного скачка температуры теплоносителя на  $\Delta\theta R^2/(R^2 + \varphi\kappa\Delta t)$  и последующего ее изменения в течение времени  $\Delta t$  со скоростью  $\Delta\theta\varphi\kappa/(R^2 + \varphi\kappa\Delta t)$ . Полное изменение температуры за время  $\Delta t$  составляет  $\Delta\theta$ . Указанный алгоритм изменения выходной температуры теплоносителя не может быть, конечно, абсолютно точно воспроизведен системой управления реактором. Тем не менее приближение к нему позволяет сократить уровень напряжений в заданных элементах. Такой алгоритм можно реализовать, например, при экстренном снижении мощности реактора.

#### 7. Работа систем контроля, регулирования, аварийной сигнализации и аварийной защиты в переходных режимах

В связи с описанными выше особенностями быстрых реакторов при анализе переходных режимов их работы необходимо принимать во внимание динамические характеристики систем контроля, регулирования, аварийной сигнализации и АЗ. Речь идет о необходимости точного учета изменения их параметров во времени, задержек в формировании управляющих сигналов, поскольку эти величины оказывают существенное влияние на отклонения характеристик реактора и ядерно-энергетической установки в целом от номинальных значений.

Измерение всех параметров реактора осуществляется датчиками, обладающими той или иной инерционностью. Наибольшей инерционностью обладают обычно датчики температуры — термопары и термометры сопротивления. В жидкометаллических контурах в целях повышения надежности принято помещать термопары, уже имеющие собственный чехол, в дополнительной технологической чехол, являющийся частью контура. В результате эффективная постоянная времени термопары достигает больших значений. Так, постоянная времени термопар в баке реактора БН-350 составляет 8–10 с, в первом контуре реактора БН-600 20–25 с. Вместе с тем в настоящее время в реакторы начинают устанавливать и малоинерционные термопары. Опыта эксплуатации таких термопар и сведений об их надежности пока недостаточно для использования их в системе АЗ реактора. Термопару чаще всего можно считать одностепенным звеном. Поэтому при изменении температуры омывающего ее теплоносителя по линейному закону изменение во времени выходного сигнала термопары описывается выражением (88), где под  $\tau_0$  в данном случае следует понимать ее постоянную времени. Это выражение иллюстрируется рис. 23. Оно показывает, что запаздывание сигнала термопары относительно измеряемой ею температуры теплоносителя по времени достигает

$t_0$ . Поэтому использование упомянутых выше термодпар в технологических чехлах для формирования аварийных сигналов не позволяет достичь высокой эффективности температурного канала АЗ реактора. Для повышения быстродействия этого канала необходимо переходить на менее инерционные датчики или вводить поправки в показания термодпар с помощью электронных устройств. Последний путь обещает выигрыш при любых датчиках. Обработка сигналов термодпар с помощью некоторого электронного устройства необходима, поскольку выдача аварийного сигнала контактами вторичного прибора, как это делалось в прошлом на различных энергетических установках и стендах, для современных быстрых реакторов неприемлема по причине недостаточной надежности, точности, быстродействия. В задачи этого устройства, по крайней мере, должно входить сравнение показаний термодпары с заданным пороговым значением и формирование при его превышении сигнала на остановку реактора. Небольшое расширение этих функций позволит вводить в измеренную температуру поправку на инерционность датчика с помощью соотношения, следующего из (79):

$$t_{\text{ист}} = t_{\text{изм}} + t_0 \, dt_{\text{изм}}/dt, \quad (228)$$

где  $t_{\text{изм}}$ ,  $t_{\text{ист}}$  — измеренное и истинное значения температуры соответственно.

Однако соотношение (228) непосредственно применять для корректировки показаний термодпар чаще всего нельзя, особенно если это откорректированное значение температуры используется далее для формирования сигнала АЗ. Сигналы термодпар, расположенных за обогреваемыми участками, обычно сильно флуктуируют — "шумят".

Эти флуктуации обусловлены случайными отклонениями параметров тепло- и массообмена на указанных участках. На рис. 45 построена плотность распределения температуры натрия в баке реактора БН-600. По оси абсцисс отложено значение температуры, отсчитанное от среднего значения, а по оси ординат — вероятность попадания температуры в тот или иной температурный интервал, отнесенная к его ширине, при достаточно длительной регистрации температуры. График показывает, что сигнал термодпары "шумит" в диапазоне  $\pm 8,5^\circ\text{C}$ . Этот шум может существенно усиливаться после корректировки показаний термодпар по (228). Кроме того, такая корректировка усиливает и электрические помехи, проникающие в сигналы термодпар. Поэтому в (228) поправка  $t_0 \, dt_{\text{изм}}/dt$  пропускается через фильтр, ограничивающий перечисленные случайные добавки:

$$t_{\text{ист}} = t_{\text{изм}} + \frac{t_0}{\tau_\Phi} e^{-\tau/\tau_\Phi} \int_0^\tau \frac{dt_{\text{изм}}}{dt} e^{\tau/\tau_\Phi} d\tau. \quad (229)$$

Постоянная времени фильтра  $\tau_\Phi$ , конечно, должна быть меньше постоянной времени датчика. В результате максимальное запаздывание, которое может возникнуть в цепи измерения температуры, снижается до  $\tau_\Phi$ . Соответственно повышается быстродействие систем, использующих эту температуру.

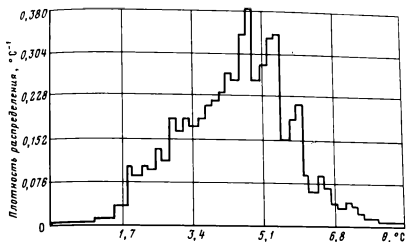


Рис. 45. Плотность распределения температуры натрия в баке реактора БН-600

Расход теплоносителя в жидкометаллических контурах измеряется с помощью электромагнитных расходомеров. Инерционность этих расходомеров даже при диаметрах трубопроводов 500–800 мм незначительна. По оценкам она не превышает 0,1–0,2 с. Это значительно меньше характерных времен изменения расходов теплоносителя в контурах быстрого реактора. Поэтому динамическая погрешность показаний собственных расходомеров незначительна. Однако сигналы расходомеров также могут сильно флуктуировать из-за возмущений поля скоростей теплоносителя различными препятствиями в потоке. Полоса шумов может составлять от нескольких процентов до десятков процентов среднего значения расхода. Большие шумы сигнала создают трудности использования расходомеров в системах автоматического регулирования и АЗ. Действенным средством уменьшения этих флуктуаций, как и для температурных датчиков, является фильтрация. Важно, чтобы фильтрация, достаточная для стабилизации выходного сигнала, не создавала недопустимо большого запаздывания в срабатывании, например, АЗ по расходу теплоносителя. Для выяснения этих обстоятельств в каждом конкретном случае требуются специальные исследования. В большинстве случаев шумы сигналов электромагнитных расходомеров обладают сравнительно высокой частотой. Для уменьшения их доли в выходном сигнале до требуемого значения обычно достаточно фильтров с постоянной времени 0,5–1 с.

В реакторах с интегральной компоновкой первого контура для измерения расхода натрия в этом контуре применяются расходомеры на байпасе небольшого диаметра (40–50 мм), включенном параллельно активной зоне. В широком диапазоне расход натрия через этот трубопровод с высокой точностью пропорционален расходу натрия через активную зону и реактор в целом.

Часто возникает вопрос, а не обладает ли такая измерительная система большой инерционностью при значительной протяженности (15–20 м) байпасного трубопровода. Для ответа на этот вопрос можно воспользоваться

ся результатами, полученными в § 5. При мгновенном падении до нуля расхода натрия через реактор расход натрия через байпас снижается по гиперболе. Постоянная времени гиперболической кривой, т.е. время уменьшения расхода через байпас в 2 раза, определяемое по (180), составляет 0,1–0,2 с. Мгновенное падение расхода натрия через реактор невозможно, но этот пример показывает, с каким запаздыванием расход через байпас реагирует на изменение расхода через реактор. Как видим, это запаздывание невелико.

Для измерения мощности реактора используют ионизационную камеру. Ее сигнал пропорционален потоку нейтронов в месте установки камеры и, следовательно, главной компоненте мощности реактора, обусловленной делением ядер топлива в данный момент времени. Вторая компонента мощности, медленно изменяющаяся в процессе работы реактора и достигающая в пределе 6,5–7 % в полной его мощности, связана с распадом продуктов деления и компенсированной ионизационной камерой не регистрируется. Это необходимо учитывать в некоторых случаях. Инерционность измерительной цепи, включающей в себя ионизационную камеру, незначительна. Однако в этой цепи, предназначенной для измерения малых токов ( $10^{-6}$  –  $10^{-4}$  А), могут возникать большие помехи. Помехи эти обычно высокочастотные, поэтому фильтр с постоянной времени 0,1–0,2 с чаще всего достаточен для радикального их подавления. Поэтому динамическая погрешность измерения мощности реактора невелика.

Период реактора также измеряется с помощью ионизационной камеры. Ее сигнал пропускается через логарифмирующее устройство, а затем дифференцируется. В результате получают величину, обратно пропорциональную периоду:

$$\frac{d \ln(n)}{dt} = \frac{1}{n} \frac{dn}{dt} = \frac{1}{T_R} \quad (230)$$

Однако в такой форме результаты вычислений не могут использоваться в системе АЗ. При таком алгоритме возможны значительные ошибочные отклонения периода из-за помех в измерительной цепи, а на низких уровнях мощности — из-за статистических флуктуаций нейтронного потока и, следовательно, тока ионизационной камеры. Эта опасность устраняется фильтрацией. В цепи периодомера обычно используется двойная фильтрация, т.е. цепочка из двух последовательных одноемкостных фильтров. Канал АЗ по периоду в основном предназначен для использования на низких уровнях мощности, где велики флуктуации нейтронного потока из-за статистической природы деления. Постоянные времени фильтров выбираются достаточно большими — около 10 с. Поэтому при разгоне реактора сигнал на выходе периодомера со значительным запаздыванием отражает фактический период.

Рассмотрим изменение сигнала на выходе из описанного периодомера после различных скачков реактивности. Для простоты при описании зависимости мощности реактора от времени после скачков реактивности воспользуемся приближенным соотношением (5). В результате

логарифмирования, дифференцирования этой функции и последующего двукратного пропуска результата через одноемкостный фильтр с постоянной времени  $\tau_\Phi$  получаем величину, обратную измеренному периоду:

$$\frac{1}{\tau_r} = e^{-\tau/\tau_\Phi} \frac{\tau}{\tau_\Phi} \ln \frac{\beta}{\beta - \rho} + \frac{1}{\tau_R} \left[ 1 - e^{-\tau/\tau_\Phi} \left( 1 - \frac{\tau}{\tau_\Phi} \right) \right]. \quad (231)$$

В начальные моменты времени он существенно отличается от фактического периода реактора  $\tau_R = (\beta - \rho)/\rho\lambda$ . Для иллюстрации выполним расчеты для  $\tau_\Phi = 10$  с. Положим, что сигнал АЗ выдается при сокращении измеренного периода до 20 с. В результате расчета определено запаздывание от момента ввода реактивности до появления аварийного сигнала. Оно представлено на рис. 46. При  $\rho = 0,28\beta$ , которое в приближенном расчете соответствует установившемуся периоду 20 с, запаздывание стремится к бесконечно большому значению. Нужно сказать, что при малонерционных фильтрах ( $\tau_\Phi < 7,5$  с) в цепи периодомера аварийный сигнал по периоду в рассматриваемой ситуации с мгновенным вводом реактивности будет выдаваться и при установившихся периодах больше 20 с за счет начального скачка мощности до  $\beta/(\beta - \rho)$  на мгновенных нейтронах. Этот скачок, как видно из (231), также вызывает сокращение измеренного периода. Для реактивности  $0,52\beta$  (период 5 с) запаздывание составляет 6,2 с.

Обратим внимание на значение мощности реактора в момент выдачи аварийного сигнала по периоду. Отношение этой мощности к ее начальному значению также показано на рис. 46 в момент выдачи сигнала БАЗ. Оно имеет минимальное значение, равное 3,16 при  $\rho \approx 0,4\beta$  (период 10 с). Аварийная защита по мощности построена таким образом, что она действует при значениях мощности выше 12 % номинальной. Из приведенных значений можно заключить, что для этих условий при любых скачках реактивности на мощности выше 4 % номинальной АЗ по периоду будет срабатывать позже аварийной защиты по мощности. Но этот вывод справедлив лишь для заложенных в расчет постоянных времени фильтров в цепи измерения периода, равных 10 с. На высоких уровнях мощности необходимости в таких инерционных фильтрах нет и возможно переключе-

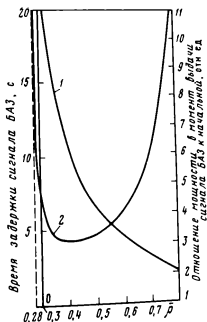


Рис. 46. Зависимость задержки выдачи сигнала БАЗ по периоду (1) и мощности (2) реактора в момент выдачи этого сигнала от введенной реактивности

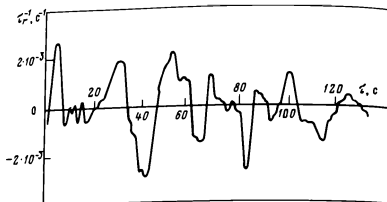


Рис. 47. Изменение во времени величины, обратной периоду, в стационарном режиме работы реактора

чение на более быстродействующие цепи вычисления. Статистические флуктуации нейтронного потока на высоких уровнях мощности незначительны. Помехи, которые могут возникать в цепи измерения тока ионизационной камеры, как уже говорилось, для своего подавления не требуют низкочастотных фильтров. Случайные же флуктуации периода в стационарном режиме работы реактора, связанные с шумом входных его параметров, далеки от опасных значений. На рис. 47 показано изменение во времени величины, обратной периоду, для реактора БН-350 в стационарном режиме работы. Минимальное значение периода составляет при этом 400 с.

Для формирования сигналов АЗ используются также такие технологические параметры, как уровень теплоносителя в реакторе, скорость вращения циркуляционных насосов первого контура, напряжение электропитания на двигателях насосов. Динамические характеристики уровней, тахогенераторов (для измерения уровня, скорости вращения насосов) обычно вполне достаточны для обеспечения нужного быстродействия АЗ. При измерении электрического напряжения на двигателях циркуляционных насосов в режимах нарушения энергоснабжения необходимо учитывать напряжение, создаваемое двигателями выбегающих насосов и других агрегатов, подключенных к тем же источникам. Аварийный сигнал по напряжению должен выдаваться с выдержкой времени на случай восстановления энергоснабжения после кратковременного его перерыва. Напряжение, создаваемое выбегающими двигателями, может помешать правильному определению этого перерыва.

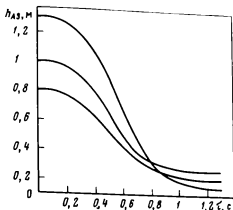
Запаздывание БАЗ после фактического отклонения сигнализирующего параметра до заданного значения возникает не только из-за инерционности датчиков, но и вследствие конечного времени срабатывания логических устройств, задержек в размыкании электромагнитов аварийных стержней. Время срабатывания логических устройств составляет обычно не более 0,1 – 0,15 с. Задержки в размыкании электромагнитов поглощающих аварийных стержней из-за переходных электрических процессов в

Рис. 48. Изменение положения стержня АЗ при сбросе его в активную зону реактора с разной высоты

цепи питания электромагнитов, остаточной намагниченности могут достигать 0,2–0,3 с. Все эти дополнительные компоненты запаздывания БАЗ необходимо учитывать при анализе переходных процессов. Они оказывают существенное влияние на отклонения температур в активной зоне реактора в наиболее тяжелых аварийных ситуациях.

Когда, наконец, происходит размыкание электромагнитов стержней АЗ, начинается ввод их в активную зону. Ввод аварийных стержней в активную зону осуществляется под действием силы тяжести и с помощью разгоняющих и амортизирующих пружин. Полное время ввода стержней в активную зону при движении их в натрий составляет около 1 с. На рис. 48 представлена зависимость перемещений аварийных стержней от времени при сбросе их в активную зону реактора с разной высоты.

Если отклонения параметров реактора невелики и не вызывают срабатывания АЗ, поддержание заданного режима его работы осуществляется с помощью системы автоматического регулирования. На АЭС с быстрыми реакторами с помощью автоматических регуляторов обычно поддерживаются: мощность реактора, температура теплоносителя на выходе из реактора, температура натрия и пара на выходе из прямоточных ПГ, уровень воды в ПГ с естественной циркуляцией, давление пара перед турбиной или в ПГ, давление питательной воды, скорости вращения турбины и циркуляционных насосов первого и второго контуров.



## Глава вторая

### АВАРИЙНЫЕ НАРУШЕНИЯ РАБОТЫ СИСТЕМ И ОБОРУДОВАНИЯ АЭС С БЫСТРЫМИ РЕАКТОРАМИ

#### 8. Аварийные ситуации, рассматриваемые в проекте, задачи и возможности аварийной защиты реактора

В соответствии с изложенным во введении детерминированным подходом к обоснованию безопасности АЭС составляется перечень возможных нарушений работы систем и оборудования станции, которые должны быть рассмотрены в проекте. Этот перечень разрабатывается на основе инженерного анализа систем теплоотвода, энергоснабжения, управления и защиты, перегрузки с учетом сведений о надежности отдельных их элементов. В число рассматриваемых аварийных ситуаций обычно включаются: течи корпуса реактора, трубопроводов и оборудования контуров, разгерметизация нейтроноводов, отключение теплоотводящей петли (насоса

первого и второго контуров), течь промежуточного теплообменника, отказы и ложные перемещения стержней управления и защиты, расплавление ТВС реактора с распространением плавления и повреждений на один ряд окружающих ее ТВС, попадание замедляющих веществ в активную зону, прохождение газовых пузырей через активную зону, разрыв теплопередающей трубки ПГ с выбросом воды в натрий, падение ТВС в реактор, находящийся в критическом состоянии во время перегрузки, отключение питательных насосов и другие случаи нарушений подачи питательной воды в ПГ, отключение турбины, отделение турбогенератора от энергосистемы, потеря электроснабжения от энергосистемы и др.

Все эти ситуации анализируются в проекте с учетом наиболее опасных отказов защитных систем, элементов оборудования, участвующего в ликвидации последствий аварий. Часто в проекте аварийные ситуации рассматриваются при более жестких посылках относительно отказов в системах безопасности, чем это предписывается нормативными документами. Анализ всех аварийных ситуаций опирается на расчет переходных процессов в установке. При необходимости некоторые расчеты проверяются экспериментами на моделях и стендах. В настоящей главе мы рассмотрим наиболее характерные из переходных процессов для иллюстрации результатов, которые получаются в таких исследованиях.

Одна из наиболее важных задач, которая решается путем исследования аварийных и переходных процессов в реакторе, заключается в определении необходимых для обеспечения его безопасности параметров системы АЗ. Все каналы этой системы изучаются как независимо, так и в совокупности друг с другом.

В соответствии с требованиями нормативных документов защитные системы безопасности — это системы, предназначенные для предотвращения или ограничения повреждений ядерного топлива, оболочек твэлов, элементов первого контура и исключения ядерных аварий (т.е. аварий, связанных с повреждением твэлов или потенциально опасным облучением персонала).

Практически на качество работы системы АЗ в процессе ее проектирования накладываются еще более жесткие ограничения. Эта система во всех возможных аварийных ситуациях должна предупреждать повышение температур топлива, оболочек твэлов и теплоносителя в активной зоне реактора сверх установленных допустимых пределов. Для температур топлива и теплоносителя используются естественные ограничения: топливо не должно плавиться ни в одном из твэлов, а теплоноситель не должен закипать ни в одном из каналов реактора. Закипание натрия может произойти на выходе из активной зоны быстрого реактора при повышении температуры до 1000 °С. Такое повышение температуры повлекло бы массовую разгерметизацию твэлов. Кроме того, кипение натрия в активной зоне должно быть чаще всего неустойчивым, сопровождаться большими пульсациями давления. Эти пульсации ускорили бы повреждения твэлов. Недопустимость плавления топлива даже в небольшом ограниченном объеме центральной части топливных сердечников некоторых наиболее напряженных твэлов менее очевидна. Некоторые исследователи считают такое локальное плавление топлива неопасным.

Однако в проектной практике указанное ограничение температуры топлива обязательно используется.

Допустимая в аварийных процессах температура оболочек твэлов устанавливается разработчиком топливных элементов. Для быстрых реакторов было задано, что температура оболочек твэлов может повышаться до  $800^{\circ}\text{C}$  на время до 10 с. Такое температурное ограничение является некоторым эквивалентом допустимых нагрузок на твэл, хотя полной однозначности здесь нет. В последнее время в расчетных исследованиях аварийных процессов рассматриваются непосредственно прочностные характеристики твэлов. Вычисляются нестационарные напряжения и деформации оболочек, обусловленные изменяющимся давлением газообразных продуктов деления, механическим взаимодействием топливных сердечников с оболочками при разном их температурном расширении. По значениям этих параметров делают заключение об удовлетворительности работы канала АЗ применительно к рассматриваемому процессу. Сейчас считают целесообразным ограничивать деформацию оболочек из-за указанных нестационарных нагрузок упругой областью и исключать возможность появления в них мгновенной пластической деформации. Но необходимость даже такого не очень жесткого ограничения также неочевидна. Ответ о допустимости аварийных отклонений параметров твэлов можно получить на основе критериев их повреждаемости.

Перед расчетом конкретных аварийных ситуаций обычно определяются предельные возможности каналов АЗ при возмущениях по всем входным параметрам реактора. Каналы АЗ по мощности реактора и по периоду срабатывают при возмущениях по реактивности. Все многообразие возможных возмущений по реактивности условно может быть разбито на два вида: мгновенные и медленные. Возмущение можно считать мгновенным, если за время его осуществления изменение температуры твэлов, вызванное соответствующим отклонением мощности, незначительно. В противном случае возмущение следует отнести к медленным. Практически это означает, что время ввода реактивности при мгновенном возмущении значительно меньше постоянной времени твэлов. Примеры таких возмущений — пронос теплоносителем через активную зону небольшого количества замедляющего вещества или газового пузыря.

Пример медленного возмущения — перемещение органов управления реактором по ложному сигналу. Основная характеристика мгновенного возмущения — его значение. Для медленного же возмущения такой основной характеристикой является скорость ввода реактивности. Значение такого возмущения обычно не влияет на максимальные отклонения параметров реактора в переходном процессе со срабатыванием АЗ. Конечно, возмущение в совокупности с мощностным эффектом реактивности должно быть меньше эффективности органов АЗ. Скорости изменения мощности реактора, температур в активной зоне при больших возмущениях по реактивности велики — десятки градусов в секунду. Поэтому допустимые возмущения существенно зависят от задержек в срабатывании БАЗ.

Допустимые возмущения для канала защиты по мощности растут со снижением уровня мощности реактора, на котором они происходят,

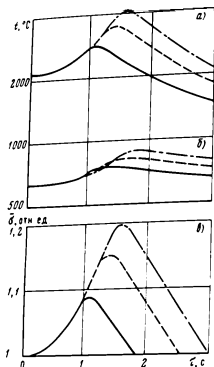


Рис. 49. Переходный процесс в реакторе БН-350 при вводе реактивности со скоростью  $0,5 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$  и срабатывании БАЗ по сигналу о росте мощности с запаздыванием:

*а* — температура в центре твэлов; *б* — температура оболочек твэлов; *в* — напряжения в оболочках твэлов, отнесенные к начальным; — — — запаздывание 0,5 с; - - - - 0,8 с; - · - · - 1 с

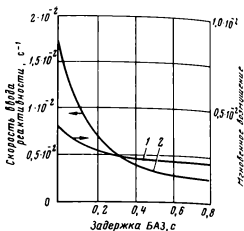
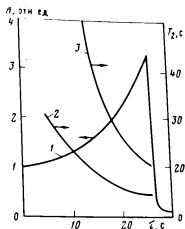


Рис. 50. Зависимость допустимых значений мгновенного возмущения (1) и скорости ввода реактивности (2) от задержки срабатывания БАЗ по сигналу о росте мощности для реактора БН-350

до 10 % и далее начинают снижаться. Возмущения, обрабатываемые каналом защиты по периоду, на малых уровнях мощности превышают допустимые возмущения для канала защиты по мощности. Для определения этих величин проводятся расчеты переходных процессов. Пример расчета такого процесса для реактора БН-350 дан на рис. 49. Совокупность подобных расчетов позволяет определить зависимость допустимых возмущений по реактивности от различных параметров: мощности реактора, запаздывания в срабатывании БАЗ, инерционности канала измерения периода. На рис. 50 построены зависимости допустимых значений мгновенного возмущения и скорости медленных возмущений по реактивности для реактора БН-350 от суммарного запаздывания срабатывания БАЗ по мощности. В качестве критерия допустимости возмущений принята температура оболочек твэлов. Мощность реактора номинальная. Из графика видно, что при реальных запаздываниях, оценка которых сделана в предыдущем параграфе, допустимое мгновенное возмущение составляет  $0,2 \cdot 10^{-2}$ , допустимая скорость медленного возмущения  $0,4 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ . Близкие к этим значения допустимых возмущений по реактивности имеют и другие быстрые реакторы.

Рис. 51. Изменение параметров реактора БН-600 при испытаниях АЗ по периоду:

1 — мощность реактора, отнесенная к начальной; 2 — время удвоения мощности; 3 — расчетное время удвоения на выходе измерительного устройства



В период пуска реактора описанные расчеты проверяются экспериментами. В этих экспериментах измеряются фактические запаздывания БАЗ по различным каналам и, следовательно, определяются реальные возможности АЗ. На рис. 51 показаны изменения параметров реактора

БН-600 при испытаниях канала АЗ по периоду. Эксперимент проводился на минимально контролируемой мощности. Разгон реактора осуществлялся с помощью стержня регулятора. Постоянная времени периодомера оказалась несколько ниже проектной.

Помимо описанных режимов исследуются также режимы без срабатывания АЗ. Для каждого реактора может быть определена максимальная скорость ввода реактивности, которая не приводит к разгону реактора на мгновенных нейтронах даже без срабатывания БАЗ. Для такой скорости отрицательная обратная связь по реактивности еще успевает компенсировать достаточную часть введенного возмущения. Такая скорость является важной характеристикой реактора, так как позволяет делать простые предельные оценки для гипотетических аварий. Для реактора БН-350, например, даже на мощности 1% номинальной такая скорость ввода реактивности составляет  $0,75 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$ .

Скорости ввода реактивности в возможных аварийных ситуациях гораздо ниже допустимых. Например, скорость ввода реактивности при ошибочном перемещении стержня регулятора в реакторах БН-350, БН-600 составляет  $(0,2-0,3) \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$ . Эта скорость более чем на порядок ниже допустимой.

Канал АЗ по расходу теплоносителя является наиболее ответственным. Скорости роста температур в активной зоне при самых тяжелых нарушениях циркуляции натрия через реактор достигают  $100^\circ \text{C/с}$ . Кроме того, практика эксплуатации реактора показывает, что аварии с различными нарушениями циркуляции теплоносителя в контурах происходят чаще других. Самым опасным случаем падения расхода теплоносителя через реактор является одновременное отключение всех насосов первого контура. Такое отключение может произойти из-за прекращения энергоснабжения их двигателей. Именно на этот случай рассчитываются параметры каналов АЗ, действующих при снижении расхода теплоносителя через реактор. В существующих установках сигналы БАЗ в таких ситуациях формируются:

по снижению суммарного расхода теплоносителя в петлях первого контура;

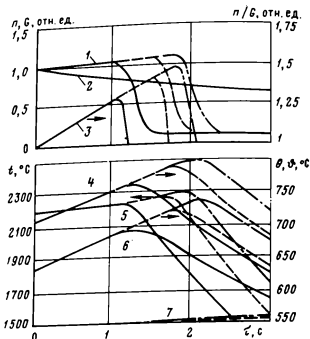


Рис. 52. Отключение трех ГЦН первого контура реактора БН-600 с последующим срабатыванием БАЗ по сигналу о повышении отношения мощности к расходу натрия на 20 %:

1 – мощность реактора; 2 – расход натрия через реактор; 3 – отношение мощности к расходу; 4 – максимальная температура оболочек твэлов; 5 – максимальная температура топлива; 6 – температура натрия на выходе из ТВС; 7 – температура натрия в баке реактора; — — — — — задержка срабатывания БАЗ 1 с; - - - - - 1,5 с; . . . . . 1,8 с

по повышению отношения мощности реактора к расходу теплоносителя через него;

по повышению расхода теплоносителя в нормально работающих петлях первого контура;

по снижению скорости вращения насосов первого контура;

по падению электрического напряжения на двигателях насосов первого контура;

по отключению заданного числа насосов первого контура.

Конкретный перечень аварийных сигналов для каждой установки выбирается с учетом особенностей ее технологической схемы и системы контроля так, чтобы обеспечить необходимую надежность АЗ, снизить вероятность ложных ее срабатываний.

Расчет переходного процесса при одновременном отключении всех насосов первого контура со срабатыванием БАЗ проводится для определения максимально допустимого запаздывания срабатывания защиты. На рис. 52 представлены результаты такого расчета для реактора БН-600. Они показывают, что максимально допустимый интервал времени между отключением насосов и началом движения поглощающих стержней АЗ составляет 1,6–1,7 с. Если вычесть из этого интервала время падения рас-

хода натрия до порогового значения БАЗ, то допустимая задержка формирования аварийного сигнала логическими устройствами, электромагнитными аварийными стержней получается равной 0,5–0,6 с. Задержка размыкания электромагнитов может достигать 0,2–0,3 с. Отсюда можно заключить, что все прочие элементы цепи аварийной сигнализации должны сработать за 0,2–0,4 с. Такое быстроедействие обеспечивается штатными средствами.

В техническом обосновании безопасности эксплуатации АЭС необходимо рассматривать не только самые опасные, но и все достаточно вероятные случаи нарушения энергоснабжения циркуляционных насосов. Учет всей совокупности аварийных ситуаций, ожидаемой частоты каждой из них позволяет определить вероятные аварийные нагрузки на твэлы и технологическое оборудование станции.

В связи со стремлением избежать ненужных остановок реактора аварийный сигнал по падению напряжения на секциях распределительных устройств, от которых питаются двигатели насосов, выдается с выдержкой времени. Эта выдержка предупреждает формирование сигнала БАЗ при кратковременных посадках напряжения, когда питание переключается на резервные секции. Указанная выдержка должна, с одной стороны, обеспечивать возможность переключения при наиболее вероятных перерывах питания, а с другой стороны, быть допустимой в отношении отклонений температуры в активной зоне. Необходимость остановки реактора в каждой конкретной ситуации выясняется из расчета переходного процесса. На рис. 53 построены кривые такого процесса в первом контуре реактора БН-350 при коротком замыкании на секциях распределительного устройства и срабатывании электрической дифференциальной защиты шин. Снижение расхода натрия через реактор в этом случае невелико и позволяет избежать остановки реактора.

Канал АЗ по температуре натрия на выходе из реактора, как уже говорилось, часто обладает большой инерционностью. Она обусловлена инерционностью температурных датчиков, смесительных объемов, в которых эти датчики расположены, а иногда и транспортом теплоносителя. Если в канале АЗ по температуре не вводятся поправки на переходные процессы в указанных элементах, то эффективность этого канала оказывается низкой. На рис. 54 построена зависимость допустимой скорости роста мощности реактора типа БН-600 от постоянной времени температурного датчика, расположенного в баке реактора. Под допустимой понимаем здесь такую скорость роста мощности, которая не приводит к повышению температур оболочек твэлов в активной зоне выше 800 °С при срабатывании БАЗ по температурному сигналу. При постоянной времени датчика, равной 20 с, допустимая скорость роста мощности составляет 0,3 %/с. Введение поправок на инерционность датчика и бака реактора повышает допустимую скорость роста мощности до 1,5–2 %/с.

Есть аварии, опасность которых может быть ликвидирована только срабатыванием БАЗ по выходной температуре. Это аварии с повышением температуры теплоносителя на входе в реактор, например, из-за прекращения подачи питательной воды в ПГ, а также аварии с искажением показаний ионизационных камер. Быстроедействие температурного кана-

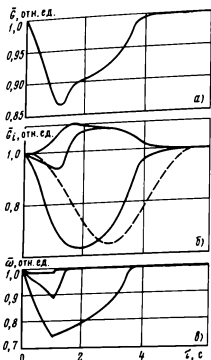


Рис. 53. Расчетное изменение параметров первого контура реактора БН-350 при коротком замыкании на секциях распределительного устройства и срабатывании электрической дифференциальной защиты шин:

$a$  — расход натрия через реактор;  $б$  — — — — — расходы натрия в отдельных петлях; - - - - - показание расходомера в одной из петель;  $в$  — скорости вращения насосов

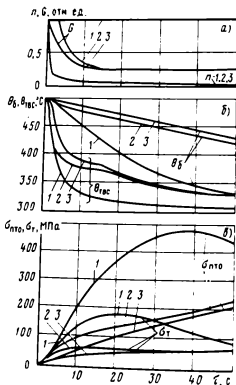


Рис. 55. Изменение параметров реактора БН-350 в режиме срабатывания БАЗ без перевода ГЦН на пониженные обороты (кривые 1), с отключением их для перевода на пониженные обороты через 2 с после сигнала БАЗ (кривые 2) и одновременно с этим сигналом (кривые 3):

$a$  — мощность реактора и расход натрия через него;  $б$  — температура натрия на выходе из бака реактора ( $\theta_6$ ) и средняя температура натрия на выходе из ТВС ( $\theta_{TBC}$ );  $в$  — термические напряжения в корпусе ПТО и выходных трубопроводах

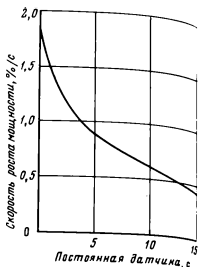


Рис. 54. Зависимость допустимой скорости роста мощности реактора от постоянной времени температурного датчика в канале аварийной защиты, останавливающей реактор

ла существенно повышается за счет указанных поправок и при таких возмущениях.

Напомним, что при срабатывании БАЗ принимаются меры для снижения термических напряжений в элементах конструкции реактора. Для этого уменьшают скорость снижения температуры теплоносителя путем перевода насосов первого контура по сигналу БАЗ на пониженную частоту вращения. На рис. 55 построены кривые изменения термических напряжений в корпусе промежуточного теплообменника и выходных трубопроводах реактора БН-350 после срабатывания БАЗ при постоянной скорости вращения насосов первого контура и при переводе их на 1/4 номинальных оборотов. Перевод насосов на пониженную частоту вращения приводит к снижению напряжений примерно в 2 раза.

#### 9. Работа реактора в режиме саморегулирования

Допустимые изменения параметров реактора в режиме саморегулирования. Энергетический быстрый реактор характеризуется очень устойчивой работой и простотой управления в режиме саморегулирования. Это его качество основывается на высокой стабильности поля энерговыделения в активной зоне, а также на том, что в мощных и температурных эффектах реактивности такого реактора нет положительных составляющих. Положительные составляющие возможны лишь в экспериментальных реакторах малого объема. Важную роль играет также то обстоятельство, что все составляющие обратной связи по реактивности здесь маломинерционные, время их отклика на изменения мощности реактора, расхода и входной температуры теплоносителя измеряется секундами и лишь для некоторых относительно небольших компонент — десятками секунд. В этих условиях реактор допускает значительные возмущения по всем входным параметрам — реактивности, расходу и входной температуре теплоносителя без опасных отклонений температур в активной зоне. По соотношениям, приведенным в § 4, можно определить возмущения, приводящие к закипанию натрия, плавлению топлива в активной зоне, повышению температуры оболочек ТВЭЛов до предельно допустимых значений. Сделаем оценки таких возмущений и сопоставим их с возможными значениями для проектных аварийных ситуаций.

При возмущениях по реактивности отклонения мощности реактора, температур в активной зоне пропорциональны отношению возмущения к мощностному эффекту. Для реакторов БН-350 и БН-600 возмущение, приводящее к плавлению топлива в самых напряженных ТВЭЛх, составляет  $(0,19-0,3) \cdot 10^{-2}$ , вызывающее повышение максимальной температуры оболочек ТВЭЛов до  $800^\circ\text{C}$  —  $(0,15-0,18) \cdot 10^{-2}$ , закипание натрия в центральных каналах активной зоны —  $(0,6-0,8) \cdot 10^{-2}$ . Как видим, возмущения эти велики. Для сравнения можно сказать, что вывод из активной зоны регулирующего стержня, находившегося в центральной ее части, приводит к возмущению  $(0,1-0,14) \cdot 10^{-2}$ , наиболее неблагоприятное перемещение расплавленного топлива в одной ТВС вызывает возмущение  $0,1 \cdot 10^{-2}$ .

При падении расхода теплоносителя через реактор мощность его в режиме саморегулирования снижается вследствие разогрева активной

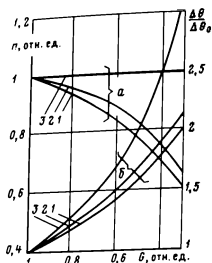


Рис. 56. Зависимость мощности реактора БН-600 (кривые а) и подогрева натрия в нем (кривые б) от расхода натрия через реактор при снижении мощности и расхода в режиме саморегулирования:

1 — при отсутствии гидродинамических эффектов реактивности; 2 — при значениях этих эффектов, равном  $5 \cdot 10^{-4}$ ; 3 — при автоматическом поддержании постоянной мощности

зоны. Снижение мощности существенно замедляет рост температуры в активной зоне. На рис. 56 построена зависимость установившегося в режиме саморегулирования подогрева натрия в реакторе БН-600, работа-

шем в исходном состоянии при номинальных значениях мощности и расхода теплоносителя, от конечного расхода теплоносителя. Для сравнений на этом же рисунке построена зависимость подогрева от расхода при постоянной мощности. Из расчета следует, что в режиме саморегулирования натрия в активной зоне реактора закипает при снижении расхода теплоносителя до 20 %, а при постоянной мощности — до 44 % номинального. Нужно еще раз подчеркнуть, что эти результаты относятся к конечному стационарному состоянию. В переходном процессе при большой скорости снижения расхода температуры превышают установившиеся значения.

При изменениях температуры теплоносителя на входе в реактор отклонения температур в активной зоне в режиме саморегулирования также существенно зависят от скорости возмущения. Как уже говорилось в § 4, при медленном подъеме температуры теплоносителя на входе в реакторы БН-350 и БН-600 максимальные значения температур топлива, теплоносителя и оболочек твэлов в активных зонах снижаются или остаются почти неизменными. Однако если скорость роста входной температуры достаточно велика, то в переходном процессе температуры в активной зоне вначале могут расти. Так, если входная температура увеличивается на  $200^\circ\text{C}$  по экспоненциальному закону с постоянной времени 20 с, то динамический подъем температуры теплоносителя на выходе из реактора БН-350 над номинальным значением составляет  $70^\circ\text{C}$ . При постоянной времени 50 с температура увеличивается на  $50^\circ\text{C}$ . Эффективные постоянные времени промежуточных теплообменников существующих быстрых реакторов, которые определяют максимальную скорость роста температуры, например, при прекращении циркуляции натрия во втором контуре, составляют 20–30 с.

Отключение ГЦН первого контура без срабатывания аварийной защиты реактора. Отключение ГЦН первого контура с отказом АЗ в некоторых зарубежных проектах в недавнем прошлом рассматривалось в качестве максимальной проектной аварии. Такая авария по расчетам приводит

на к быстрому закипанию теплоносителя и выбросу его из активной зоны с последующим разгоном реактора из-за положительного натриевого пустотного эффекта реактивности. Сейчас с большинстве стран такую аварию относят к разряду гипотетических, так как она может произойти при наложении невероятно большого количества отказов оборудования и систем защиты реактора. Вместе с тем возникает вопрос о возможности полностью исключить в этом режиме закипание теплоносителя путем выбора соответствующих физических и динамических характеристик реактора. Для этого необходимо, чтобы мощность реактора после отключения насосов снижалась достаточно быстро за счет отрицательных температурных эффектов реактивности.

Полагаем, что после отключения ГЦН и их выбега в первом контуре возникает естественная циркуляция (ЕЦ) теплоносителя, расход теплоносителя через реактор при этом уменьшается почти на 2 порядка. Полученная в § 4 формула (166) показывает, что при таких условиях в конечном установившемся состоянии подогрев теплоносителя в реакторе увеличивается во столько же раз, во сколько мощный эффект реактивности превышает расходный, независимо от расхода теплоносителя в режиме ЕЦ. Данные об эффектах реактивности, также приведенные в § 4, показывают, что после падения расхода натрия его подогрев в реакторе БН-350 увеличивается в 3,8 раза, температура на выходе из активной зоны возрастает до  $920^{\circ}\text{C}$ . Эти вычисления проведены для начальной мощности реактора, равной 650 МВт. Температура кипения натрия при том давлении, которое существует на выходе из активной зоны, составляет  $960^{\circ}\text{C}$ .

Для реактора БН-600 в рассматриваемой ситуации подогрев натрия в активной зоне увеличивается в 2,7 раза и при неизменной входной температуре температура на выходе из активной зоны должна возрасти до  $970^{\circ}\text{C}$ . Это означает, что натрий на выходе из активной зоны закипит. Используемое для расчета соотношение (166) показывает, что для ограничения подогрева натрия в реакторе при переходе в режиме саморегулирования от принудительной к естественной циркуляции теплоносителя следует стремиться к увеличению абсолютного значения тех компонент эффектов реактивности, которые связаны с температурой теплоносителя и стали и к уменьшению тех, которые связаны с температурой топлива. Поэтому ошибочно представление о том, что усиление отрицательного эффекта Доплера играет всегда благоприятную роль. Как видим, в ситуациях, связанных со снижением расхода, этот эффект при прочих равных условиях увеличивает отклонения температур. В связи с этим отклонения температур в рассматриваемой ситуации в реакторе с металлическим топливом, где эффект Доплера сравнительно слаб, меньше, чем в реакторе с оксидным топливом (если  $K_M < 0$ ;  $K_G < 0$ ).

Сделанные выше количественные оценки относятся, во-первых, к квазистационарному процессу, а во-вторых, к тому простейшему случаю, когда при снижении расхода и мощности не изменяется температура теплоносителя на входе в реактор, а также нет никаких внешних возмущений по реактивности. Учет совместное изменение указанных параметров с тем, чтобы оценить их влияние на отклонения температур в активной зоне.

Как видим в § 4, запишем уравнение баланса реактивности для конечного стационарного состояния:

$$K_M (n - 1) + K_{G0} \delta G + k_f (T - T_0) + \rho_B = 0. \quad (232)$$

При записи этого уравнения предполагалось, что при изменении мощности и расхода входная температура теплоносителя меняет свое значение от  $T_0$  до  $T$  и в реактор вводится внешнее возмущение по реактивности, равное  $\rho_B$ . С учетом (157) получаем

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta_0 \delta G \frac{K_{M0} - K_{G0}}{K_{M0} + K_{G0} \delta G} + \delta T \left[ 1 - \frac{k_f \Delta\theta_0 (1 + \delta G)}{K_{M0} + K_{G0} \delta G} \right] + \frac{\rho_B \Delta\theta_0 (1 + \delta G)}{K_{M0} + K_{G0} \delta G}.$$

При переходе от номинального режима к режиму естественной циркуляции теплоносителя, когда  $\delta G \gg 1$ ,

$$\theta = \theta_0 + \Delta\theta_0 \frac{K_{M0} - K_{G0}}{K_{G0}} + \delta T \left( 1 - \frac{K_f \Delta\theta_0}{K_{G0}} \right) + \frac{\rho_B \Delta\theta_0}{K_{G0}}. \quad (233)$$

Очевидно, что в большинстве случаев, когда нет существенного эффекта реактивности, связанного с изгибом ТВС в неравномерном температурном поле,  $k_f \Delta\theta_0 / K_{G0} > 1$ . Это означает, что снижение температуры теплоносителя на входе в реактор в рассматриваемой ситуации будет приводить к росту температуры на выходе из активной зоны.

Изменение температуры на входе в реактор в значительной мере зависит от способа отвода мощности реактора в аварийных условиях. Теплоотвод может осуществляться с помощью прямоточных ПГ или ПГ с естественной циркулирующей воды и пароводяной смеси, а также с помощью специальных воздушных теплообменников аварийного расходолаживания, подключенных к первому или второму контуру реактора. Опасность наибольшего снижения входной температуры существует для схемы с прямоточным ПГ. В такой схеме при плохом качестве поддержания температуры теплоносителя на выходе из ПГ температура на входе в реактор может упасть вплоть до температуры в деаэраторе. Парогенератор с естественной циркулирующей в этом отношении работает лучше. Температура теплоносителя на выходе из него опускается не ниже температуры насыщения воды, соответствующей давлению в ПГ. Конечно, здесь требуется автоматическое поддержание давления. Но эта задача в аварийных режимах работы решается проще, чем поддержание постоянной температуры натрия на выходе из ПГ за счет изменения расхода питательной воды на малых его уровнях.

В схемах с воздушными теплообменниками задача решается выбором соответствующих теплогидравлических характеристик воздушного тракта. Поэтому в такой схеме температура теплоносителя на входе в реактор однозначно определяется уровнем мощности реактора. В режиме саморегулирования снижение входной температуры будет задерживать паде-

ние мощности, и, следовательно, неконтролируемое снижение температуры здесь возможно лишь при ошибках в характеристиках тракта.

Результаты сделанных стационарных оценок показывают, что в реакторах БН-350, БН-600 даже при сохранении неизменной входной температуры снижение мощности в рассматриваемой ситуации оказывается недостаточным для того, чтобы избежать опасного повышения температуры в активной зоне. Нужно учитывать, что фактически в нестационарных режимах отклонения температур должны быть еще больше. Необходимо также учитывать энерговыделение за счет распада осколков деления. Приведенные соотношения справедливы до тех пор, пока следующая из них мощность реактора превышает мощность остаточного энерговыделения. При переходе в режим естественной циркуляции возможно такое положение, когда нейтронная компонента мощности упадет до нуля и дальнейшее изменение температур будет определяться спадом остаточного энерговыделения. Все это учитывается в расчетах нестационарных процессов. Результаты таких расчетов для реактора БН-600 представлены на рис. 57. Они показывают, что при полном отказе аварийной защиты натрия на выходе из активной зоны закипит через 26 с. Отрицательной температурной обратной связи в этом реакторе недостаточно для самогашения при отключении насосов. Но выражение (233) показывает, что ввод даже небольшой отрицательной реактивности может значительно улучшить положение. Подстановка конкретных значений констант в формулу (233) дает следующие выражения для предельного отклонения температуры теплоносителя на выходе из активной зоны от начального значения для реактора БН-350:

$$\delta\theta = \theta - \theta_0 = 454 - 2\delta T + 855 \cdot 10^2 \rho_B;$$

для реактора БН-600

$$\delta\theta = 370 - 2,09\delta T + 860 \cdot 10^2 \rho_B.$$

Эти соотношения показывают, что на каждый градус снижения входной температуры температура на выходе увеличивается на 2 градуса. Отсюда также видно, что введение в активную зону при рассматриваемой аварии лишь двух поглощающих регулирующих стержней (РС) с эффективностью  $-(0,2 \div 0,26) \cdot 10^{-2}$  каждый существенно снижает отклонения температур. Проведем расчет переходного процесса для того случая, когда рабочий стержень РС вначале находится в активной зоне в среднем положении, а резервный — на верхнем ее краю, так что ввод их в активную зону дает отрицательную реактивность  $-0,4 \cdot 10^{-2}$ . Результаты такого расчета также представлены на рис. 57. Они показывают, что максимальная температура натрия в этом процессе составляет уже  $850^\circ\text{C}$ , т.е. она ниже температуры кипения.

Одновременный отказ всех стержней АЗ при отключении насосов можно связать лишь со значительным повреждением активной зоны, большими смещениями направляющих труб и гильз органов СУЗ, например, из-за сейсмических воздействий. В этих условиях отказ стержней РС, вводимых в активную зону по сигналу БАЗ электродвигателями, а не под действием силы тяжести, менее вероятен.

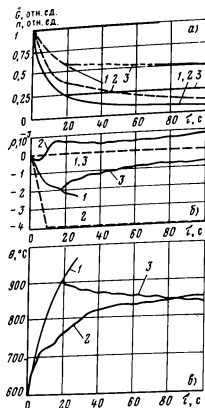


Рис. 57. Изменение параметров реактора БН-600 в режиме саморегулирования при отключении насосов первого контура:

а – мощность реактора (штриховые линии) и расход натрия через реактор (сплошные линии), отнесенные к номинальным значениям; б – температурные эффекты реактивности (сплошные линии), реактивность, введенная стержнями РС (штриховая линия); в – температура натрия на выходе из активной зоны; 1, 2 – полное отключение насосов; 3 – перевод их на пониженные обороты; 1, 3 – ни один поглощающий стержень не вводится в активную зону; 2 – ввод в активную зону стержней РС

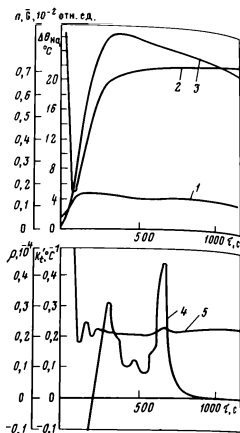


Рис. 58. Изменение параметров реактора БН-350 в режиме саморегулирования и естественной циркуляции натрия:

1 – мощность реактора, отнесенная к номинальной; 2 – расход натрия, отнесенный к номинальному; 3 – подогрев натрия в активной зоне; 4 – реактивность; 5 –  $K'_t = 2 \cdot 10^4 K_{GO} / \Delta\theta_0$ , где  $K_{GO}$  – номинальный расходный эффект реактивности;  $\Delta\theta_0$  – номинальный подогрев натрия в активной зоне

Максимальная температура в переходном процессе падает с уменьшением скорости снижения расхода, т.е. с увеличением постоянной выбега насосов. Но увеличение этой постоянной приводит к ускорению спада температуры после БАЗ и, следовательно, к росту термических напряжений в элементах конструкции.

Для реакторов БН-350 и БН-600 в связи с особенностями энергопитания их насосов можно рассматривать не остановку насосов после отключения, а более вероятный перевод их на пониженную частоту вращения, равную 1/4 номинальной. Такой перевод проводится по сигналу БАЗ. Если насосы переводятся на пониженную частоту вращения, а ни один из поглощающих стержней не вводится в активную зону, то снижения мощности реактора в режиме саморегулирования достаточно для предупреждения закипания натрия. Максимальная температура его при этом в реакторе БН-600 достигает 920 °С (рис. 57). Ввод одного стержня РС снижает максимальную температуру до 820 °С. Следовательно, даже при гипотетических, чрезвычайно маловероятных посылках авария протекает без катастрофических последствий.

Переходные процессы в быстрых реакторах при отключении насосов и изменении мощности реакторов в режиме саморегулирования исследовались экспериментально. В литературе описаны такие эксперименты на реакторах EBR-II и "Рапсодия". На "Рапсодии" были отключены насосы первого контура при мощности 22 МВт. Температура натрия на выходе из реактора в переходном процессе поднялась с 400 до 550 °С и далее начала снижаться. В центральном канале активной зоны температура поднималась до 705 °С.

В реакторе БН-350 подобный эксперимент проводился на очень низком исходном уровне мощности — 400 кВт. Насосы первого контура вначале работали при пониженной частоте вращения, а затем были отключены. Для того чтобы увеличить отклонения мощности и тем самым повысить точность измерений, в реактор одновременно было введено положительное возмущение по реактивности  $\rho_B = 5 \cdot 10^{-3}$  путем перемещения стержня РС. В первом контуре начала развиваться естественная циркуляция натрия, мощность реактора изменялась в режиме саморегулирования. Температура натрия на входе в реактор в течение нескольких десятков минут была постоянной. Уравнение баланса реактивности для этого режима имеет следующий вид:

$$\rho = \rho_B + K_{G0} n \delta G. \quad (234)$$

Для обработки использовался начальный участок процесса, когда расход естественной циркуляции определялся только температурой в реакторе, а также гидравлическими и инерционными характеристиками контура. Эти характеристики известны по результатам независимых экспериментов. Поэтому для определения расхода естественной циркуляции через реактор достаточно было измерить лишь мощность реактора. Далее из (234) был найден расходный коэффициент реактивности, что и составляло основную цель эксперимента, поскольку этот коэффициент определяет предельные температурные отклонения в исследуемом режиме. Результаты эксперимента представлены на рис. 58. Отклонения расходного коэффициента от установившегося значения в начальные моменты времени объясняются погрешностями измерения.

Падение тепловыделяющей сборки в реактор во время перегрузки. Такая ситуация часто рассматривалась при техническом обосновании безопасности быстрых реакторов. При этом предполагалось, что сборка

насосов, находящихся в критическом состоянии. Уровень подкритичности реактора в процессе перегрузки постоянно контролируется. Ошибочный вывод его в критическое состояние возможен лишь при отказе всех каналов контроля. Падение ТВС в активную зону может произойти, в свою очередь, из-за неисправности перегрузочных устройств. Таким образом, рассматриваемая ситуация может быть следствием наложения многих отказов. Поэтому такую ситуацию следует относить к гипотетическим. Особенность ее состоит в том, что при перегрузке органы АЗ погружены в активную зону и рост мощности после падения сборки ограничивается только отрицательными температурными эффектами реактивности. Из уравнения баланса реактивности можно определить отношение подогрева теплоносителя в реакторе, которое устанавливается в результате переходного процесса после падения ТВС, к номинальному его значению:

$$\frac{\Delta\theta}{\Delta\theta_0} = \frac{n}{G} = - \frac{B_{TBC}}{K_{G0} + (K_{M0} - K_{G0})G} \quad (235)$$

Для большинства реакторов эффективность ТВС  $B_{TBC} \leq |K_{G0}|$ , кроме того  $|K_{M0}| > |K_{G0}|$ . Поэтому предельное значение подогрева при любом расходе теплоносителя не превышает номинального. Это говорит о том, что перегрузка топлива может вестись при очень малых расходах теплоносителя, достаточных для отвода остаточного энерговыделения.

#### 10. Отключение одной тепловыделяющей петли установки

Теплоотвод от быстрого реактора осуществляется по нескольким параллельным петлям. Число петель выбирается таким образом, чтобы отключение одной из них не требовало бы остановки реактора. Наиболее вероятная причина отключения петель — нарушение работы циркуляционных насосов из-за механических повреждений, отказов во вспомогательных системах насосов и их электродвигателей, перерывов энергоснабжения. Поэтому указанные системы строятся обычно так, чтобы отказ в любой из них приводил к выходу из строя только одного насоса.

Снижение расхода натрия через реактор при отключении одного насоса первого контура невелико. В реакторе БН-350 оно составляет 11 %, в реакторе БН-600 — 15 % номинального значения. Подогрев натрия в активной зоне этих реакторов на номинальной мощности составляет 200 — 250 °С. Поэтому прирост температуры натрия и, следовательно, оболочек твэлов в выходных сечениях активной зоны даже при неизменной мощности не должен превышать 30—40 °С.

Такое повышение температуры не представляет большой опасности. Тем не менее сочли целесообразным избегать и таких температурных отклонений. Поэтому система управления по сигналу об отключении петли переводит реактор на пониженный уровень мощности. В реакторе БН-350 этот перевод осуществляется автоматическим регулятором путем изменения заданного уровня мощности (рис. 59). В реакторе БН-600 для ускорения снижения мощности в активную зону в рассматриваемой ситуации

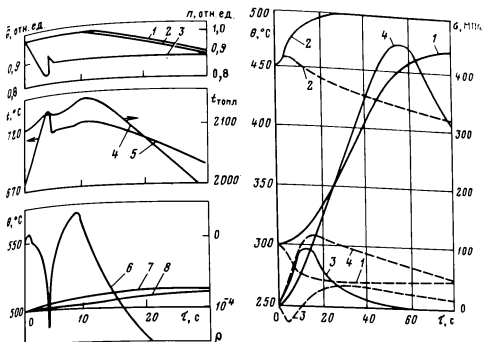


Рис. 59. Режим отключения одного насоса первого контура в реакторе БН-350:

1 – мощность реактора; 2 – заданная мощность; 3 – расход натрия через реактор; 4 – температура топлива; 5 – температура оболочек твэлов; 6 – реактивность; 7 – температура натрия в баке; 8 – температура датчиков в баке реактора

Рис. 60. Температуры натрия на выходе из ПТО и термические напряжения в элементах теплообменника при отключении ГЦН второго контура (сплошные линии) и при одновременном отключении ГЦН первого и второго контуров (штриховые линии):

1, 2 – температуры натрия первого и второго контуров соответственно на выходе из ПТО; 3 – термические напряжения в выходных патрубках второго контура; 4 – термические напряжения в корпусе ПТО

предварительно сбрасывается специальный поглощающий стержень, а затем мощность выводится автоматическим регулятором на уровень, составляющий  $2/3$  номинального. Частоты вращения насосов двух оставшихся в работе петель снижаются, чтобы восстановить номинальный расход теплоносителя в этих петлях. Обратный клапан в отключенной петле закрывается – в реакторе БН-350 потоком теплоносителя, в реакторе БН-600 приводом. При отказе обратного клапана в отключенной петле возникает обратный поток теплоносителя. Из-за этого, во-первых, дополнительно снижается расход натрия через реактор, а во-вторых, "холодный" натрий из напорного коллектора попадет в горячий промежуточный теплообменник и бак реактора, что создает термические напряжения в их элементах. Поэтому при наложении на отключение петли отказа ее обратного клапана формируется сигнал БАЗ и реактор останавливается. Циркуляционные насосы реактора переводятся на пониженную частоту вращения. Это уменьшает обратный расход теплоносителя в отключенной петле.

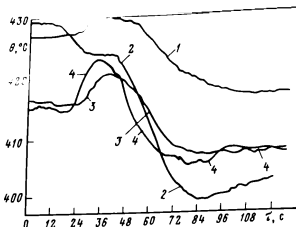


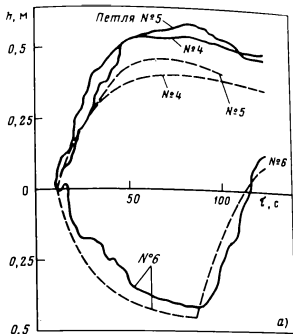
Рис. 61. Изменение температуры натрия на входе в ПТО и в баке реактора БН-600 при отключении ГЦН пятой петли:

1, 2, 3 — вход в ПТО петля № 4, 5, 6 соответственно; 4 — температура в баке

Первопричиной отключения теплоотводящей петли может быть выход из строя насоса как первого, так и второго контуров. Опасность возникновения больших термических напряжений в элементах промежуточного теплообменника и другого оборудования заставляет вводить блокировку, с помощью которой насосы первого и второго контуров в каждой петле отключаются только попарно. В противном случае скорость изменения температуры теплоносителя первого и второго контуров на выходе из теплообменника оказывается слишком большой. На рис. 60 построены графики изменения температуры натрия и термических напряжений в корпусе ПТО реактора БН-350 при отключении насоса второго контура и при одновременном отключении насосов первого и второго контуров. В последнем случае скорость роста температуры натрия первого контура на выходе из ПТО и соответственно термические напряжения в его корпусе в несколько раз ниже, чем в первом. Это иллюстрирует необходимость упомянутой выше блокировки.

В режиме отключения одной теплоотводящей петли могут возникать температурные перекосы в баке реактора, создающие помехи температурному каналу регулятора, если таковой включен в работу. На рис. 61 показаны изменения температуры натрия в баке реактора БН-600, на входе в ПТО при отключении петли № 5. Более холодный поток натрия из бокового экрана, поступающий в ПТО отключенной петли, снижает температуру на его входе. Поэтому здесь температура начинает падать сразу же после отключения петли. Температура натрия на входе в ПТО петля № 4 и № 6 вначале растет из-за повышения температуры на выходе из активной зоны.

После отключения одной теплоотводящей петли реактор продолжает работу на пониженном уровне мощности. Отключение еще одной петли вызывает остановку реактора с помощью БАЗ. В реакторе БН-600 при отключении второй петли обратный клапан в ней не закрывается. В связи с этим возникает вопрос об изменении уровня натрия в оставшемся в работе насосе первого контура при отключении одного из двух или двух из трех насосов. Уровень натрия в насосах, оставшихся в работе, падает. Это объясняется тем, что приток натрия в бак насоса вначале ос-



$\bar{\omega}, \bar{b}$ , отн. ед.

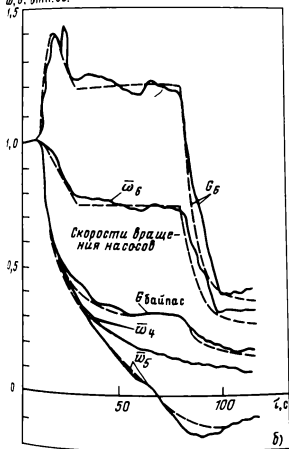


Рис. 62. Экспериментальные (сплошные линии) и расчетные (штриховые линии) изменения параметров первого контура реактора БН-600 при отключении ГЦН в петлях № 4 и № 5 с закрытием обратного клапана на выходе четвертого насоса (расходы и скорости вращения отнесены к номинальным значениям):

а — отклонения уровней натрия в насосах; б — частоты вращения насосов, сигнал байпасного расходомера, расход натрия в петле № 6

тается прежним: он определяется перепадом уровня теплоносителя в реакторе и в насосе. Выброс же натрия из бака (расход насоса) растет. Специальный эксперимент с отключением двух насосов показал допустимость снижения уровня натрия в работающем насосе (рис. 62).

#### 11. Отвод остаточного энерговыделения от реактора при нарушении энергоснабжения АЭС

При полном прекращении энергоснабжения АЭС основной проблемой является отвод остаточного энерговыделения от реактора. В этой ситуации срабатывает БАЗ и деление топлива в активной зоне быстро прекращается. Остаточное энерговыделение в реакторе обусловлено, как уже говорилось  $\beta$ - и  $\gamma$ -распадом осколков деления и продуктов радиационного захвата. Соотношение между "нейтронной" компонентой мощности реактора и компонентой, связанной с распадом осколков, показано на рис. 21. Остаточное энерговыделение быстро спадает лишь в первые минуты процесса. Например, через 1 ч после срабатывания БАЗ мощность остаточного тепловыделения в реакторе БН-600 составляет около 20 МВт, а через 10 ч — 12 МВт. Это говорит о том, что в таких ситуациях необходимо надежное и длительное охлаждение реактора. Отвод остаточного энерговыделения от реактора при прекращении энергопитания АЭС называют аварийным расхолаживанием.

Энергоснабжение двигателей циркуляционных и питательных насосов от системы при полном обесточивании прекращается. Поэтому предусматриваются специальные средства, источники энергии для создания в этих условиях циркуляции теплоносителей в контурах установки. При этом максимально используются такие благоприятные факторы, как выбег циркуляционных насосов и турбогенераторов, естественная циркуляция теплоносителей. Выбег насосов и турбогенераторов длится первые 1,5 – 2 мин переходного процесса. Но именно на начальном участке процесса, когда мощность реактора еще велика и требуются повышенные расходы теплоносителей в контурах. Напор естественной циркуляции теплоносителя мал, но он может оказаться достаточным в режимах длительного теплоотвода.

В связи с обособленным расположением реактора БН-350 его электропитание подразделяется на три категории: системное, автономное и аварийное, не считая надежного электропитания самых ответственных потребителей от аккумуляторных батарей. В энергосистему включены турбогенераторы самой АЭС и ТЭЦ. Автономное энергоснабжение базируется на двух турбогенераторах мощностью по 6 МВт каждый, не включенных в систему. Аварийное энергоснабжение обеспечивается дизель-генераторами, запускаемыми при обесточивании станции. Энергия дизель-генераторов подается на секции автономного электроснабжения. Для подачи питательной воды в парогенераторы БН-350 в различных режимах работы используются насосы нормального водоснабжения (ПЭН), насосы автономного водоснабжения (АПЭН), насосы расхолаживания (аварийного водоснабжения) (НАР). Электродвигатели ПЭН подключены к сек-

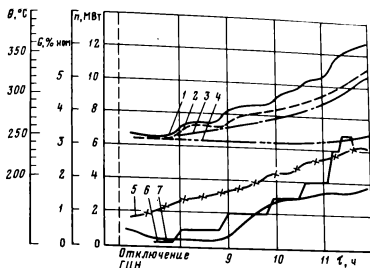


Рис. 63. Результаты измерения параметров реактора БН-350 при подъеме его мощности в режиме естественной циркуляции натрия в одной теплоотводящей петле:

1-4 — температуры натрия на выходе из активной зоны, на выходе из реактора, на входе в ПТО, на выходе из ПТО соответственно; 5 — расход натрия в первом контуре; 6 — мощность реактора; 7 — расход натрия во втором контуре

циям системного электроснабжения, а электродвигатели АПЭН и НАР — к секциям автономного электроснабжения. АПЭН подают воду в ПГ от всасывающего коллектора питательной воды по трубопроводам, не зависимым от трубопроводов нормального водоснабжения. НАР могут подавать воду как от всасывающего коллектора, так и от баков запаса воды в напорный коллектор или по независимым напорным трубопроводам в ПГ. Такая схема энерго- и водоснабжения позволяет осуществить надежный аварийный теплоотвод во всех возможных ситуациях.

Переходные процессы при исчезновении системного энергоснабжения исследовались на разных уровнях мощности. В этой ситуации срабатывает БАЗ, насосы первого и второго контуров переводятся с 1000 на 250 об/мин. Быстрое снижение расхода натрия через ПГ приводит к падению паросодержания в испарительных каналах, сокращению генерации пара и, следовательно, к кратковременному снижению уровня воды в испарителях и давлениях насыщенного пара, поскольку регуляторы не сразу успевают восстановить их заданное значение. Практическое выравнивание температур в контурах происходит через 30-40 мин после срабатывания БАЗ.

При полном обесточивании, т.е. при исчезновении системного и автономного энергоснабжения, исследовались процессы перехода от принудительной к естественной циркуляции теплоносителя в первом и втором контурах. На рис. 63 представлены результаты одного из экспериментов, проводившихся на одной петле. В исходном состоянии насосы петли работали при частоте вращения 250 об/мин. Одновременно с отключением насосов мощность реактора была снижена до минимально контролируемого

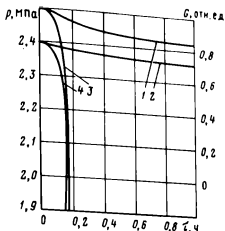
уровня. Затем начали постепенный подъем мощности, который привел к росту температур и развитию естественной циркуляции натрия в контурах. При увеличении мощности до 7 МВт расход натрия вырос в первом контуре до 3 %, а во втором — до 2 % номинального. Максимальная мощность, которую можно отвести от реактора в режиме естественной циркуляции по пяти петлям без превышения номинальной температуры на выходе из активной зоны, составляет по расчету около 25 МВт. На реакторе БН-350 проводились также эксперименты с охлаждением натрия второго контура естественной конвекцией воздуха через межмодульное пространство ПГ "Надежность" без подачи в него воды. Эксперименты удовлетворительно согласуются с расчетами, которые показывают, что за счет охлаждения воздухом теплоотвод от каждого ПГ может составить 3,5 МВт.

В установке БН-350 при переходе от принудительной циркуляции к естественной во втором контуре важно с достаточно хорошей точностью поддерживать давление пара в ПГ. При плохом качестве регулирования быстрое снижение расхода натрия через ПГ вызывает резкое падение его паропроизводительности и соответственно давления пара. В свою очередь, это вызывает уменьшение температуры насыщения воды в ПГ с естественной циркуляцией пароводяной смеси в трубках Фильда, а следовательно, и температуры натрия в испарителе. При нормальном направлении циркуляции движение натрия в испарителе подъемное. Поэтому падение температуры натрия в испарителе вызывает уменьшение напора естественной циркуляции и соответственно снижение расхода натрия. Снижение расхода натрия снова приводит к дополнительному снижению паропроизводительности, давления пара, температуры насыщения воды, температуры натрия и т.д. Возникает опасность опрокидывания естественной циркуляции натрия во втором контуре. Это показано традиционными методами исследования устойчивости, а также прямыми расчетами переходных процессов во втором контуре. На рис. 64 показаны результаты расчета изменения расхода естественной циркуляции натрия во втором контуре установки типа БН-350 при возмущениях по давлению пара в ПГ. В том случае, когда система регулирования давления поддерживает его с высокой точностью (кривая 1), расход натрия стабилен. Если же клапан регулятора не перемещается из-за неисправности, то естественная циркуляция опрокидывается (кривая 2). В связи с изложенными соображениями, а также из-за сравнительной сложности компоновки второго контура, которая в некоторых случаях может неблагоприятно сказаться на развитии в нем естественной циркуляции теплоносителя, такой режим не используют при эксплуатации реактора. Естественная циркуляция теплоносителя в первом контуре реактора БН-350 очень надежна и устойчива.

Для аварийного расхолаживания реактора БН-600 также используется основное оборудование его контуров. Сигнал "обесточивание" формируется здесь при посадке напряжения на двух из трех секций собственных нужд 6 кВ по двум независимым цепочкам с выдержкой времени или при отключении двух из трех воздушных выключателей 220 кВ с посадкой стопорных клапанов соответствующих турбин. По этому сигналу сраба-

Рис. 64. Изменение расхода естественной циркуляции натрия во втором контуре и давления пара в ПГ при изменении задания регулятору давления:

1, 2 — расход и давление соответственно при нормальной работе регулятора; 3, 4 — те же параметры при отказе и остановке регулирующего клапана соответственно



тывает БАЗ и запускаются дизель-генераторы. ГЦН переводится на пониженную частоту вращения, составляющую 0,25 номинальной. От секций собственных нужд напряжением 6 кВ отключаются потребители, не участвующие в аварийном расхолаживании. Для подачи питательной воды в ПГ в режиме аварийного расхолаживания используются специальные АПЭН. Для снижения мощности этих насосов давление в ПГ автоматически снижается до 5,0 МПа путем сброса пара в атмосферу. Время сброса давления составляет 20 с. Двигатели АПЭН получают электропитание от дизель-генераторов мощностью 500 кВт. Источником энергообеспечения ГЦН и насосов технической воды являются дизель-генераторы мощностью 1800 кВт. Время перевода насосов на пониженные обороты составляет 18 — 20 с. Время запуска и приема нагрузки для дизель-генераторов ДГ-500 составляет 18—20 с, для ДГ-1800 равно 40—45 с. Для обеспечения всех потребителей электроэнергией до запуска дизель-генераторов используется тепловой выбег турбогенераторов, а после закрытия стопорных клапанов — механический выбег. Испытания показали, что выбегающий турбогенератор с нагрузкой 6,5 МВт обеспечивает энергопитание подключенных к нему потребителей в течение 45 с. Частота вращения вала турбогенератора и, следовательно, частота тока уменьшаются за это время до 0,7 номинальных значений. Для поддержания необходимого напряжения на секциях собственных нужд при уменьшении частоты вращения турбогенераторов в их электрической схеме имеется специальное устройство форсирования возбуждения. Проверка прохождения всех электрических сигналов, необходимых для аварийного расхолаживания, производится при каждом планово-предупредительном ремонте. Изменения температур натрия в контурах при аварийном расхолаживании по описанному алгоритму практически такие же, как и при обычном срабатывании БАЗ без полного обесточивания установки.

Использование естественной циркуляции натрия в контурах реактора БН-600 в режиме аварийного расхолаживания проектом не предусматривалось. Экспериментальные исследования естественной циркуляции проводились на реакторе для выяснения ее устойчивости, количественных

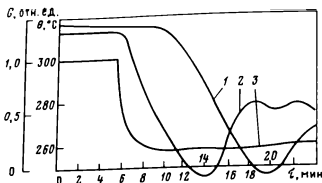


Рис. 65. Изменение температур и расхода натрия в отключенной петле второго контура реактора БН-600 при развитии в ней естественной циркуляции теплоносителя:

1 — температура натрия на входе в насос; 2 — температура натрия на входе в ПГ; 3 — расход натрия, отнесенный к начальному значению перед отключением насосов

характеристик, возможности использования для повышения надежности аварийного расхолаживания при отказах оборудования.

Первый эксперимент был проведен на низком уровне мощности при подогревах натрия в контурах, равных  $16^{\circ}\text{C}$ . Эксперимент оказался неудачным: он не показал устойчивой естественной циркуляции во втором контуре. Это объяснялось недостаточным качеством поддержания температуры натрия на выходе из ПГ путем изменения расхода питательной воды. Выходная температура натрия в эксперименте упала, а поскольку за ПГ по ходу натрия следует большой подъемный участок трубопровода, то после поступления охладившегося натрия в этот трубопровод началось падение напора естественной циркуляции во втором контуре. Падение напора вызвало дополнительное снижение расхода натрия и его температуры на выходе из ПГ и в результате — нарушение естественной циркуляции теплоносителя во втором контуре. Но такой эксперимент непредставителен. Он не имитирует натурных условий. Ведь в этих условиях начальный подогрев натрия в контурах велик и переход к малым подогревам происходит после значительного падения мощности энерговыделения при развитой естественной циркуляции. Нужно сказать, что в описанном эксперименте в первом контуре реактора, несмотря на малый начальный подогрев, появилась устойчивая естественная циркуляция натрия. Расход ее составлял 2–2,5 % номинального при мощности 1 % номинальной.

Следующий эксперимент был проведен на одной теплоотводящей петле при начальном подогреве натрия во втором контуре, равном  $170^{\circ}\text{C}$ . Здесь расход естественной циркуляции натрия в петле был устойчивым и достигал 15 % номинального (рис. 65). В эксперименте, проведенном на трех петлях при начальном подогреве натрия в контурах, равном  $120^{\circ}\text{C}$ , возникла устойчивая естественная циркуляция с расходом в первом контуре, равном 3 %, а во втором — 6 % номинального.

Имитация натурных условий аварийного расхолаживания проводилась в эксперименте с остановкой реактора при исходной его мощности 50 %

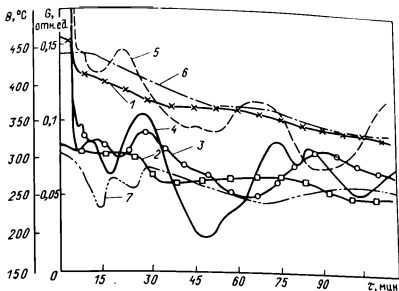


Рис. 66. Изменение температуры в реакторе БН-600 при развитии в нем естественной циркуляции натрия (начальная мощность реактора перед остановкой — 50 % от номинальной):

1, 2 — температуры натрия на входе и выходе натрия первого контура из ПТО первой петли; 3–5 — расходы естественной циркуляции в петлях второго контура; 6, 7 — температуры натрия первой петли на входе ПГ и выходе из него

номинальной. Эксперимент проводился на трех петлях, начальный подогрев натрия в реакторе составлял 140 °C. И в первом, и во втором контурах возникла устойчивая естественная циркуляция натрия. Некоторые результаты этого эксперимента представлены на рис. 66.

Таким образом, исследования естественной циркуляции теплоносителя в контурах реактора БН-600 показали достаточно хорошие результаты и возможность ее использования в режиме аварийного расхолаживания. В проектах будущих быстрых реакторов предусматривается такое использование естественной циркуляции теплоносителя в первом контуре реактора при некоторых отказах оборудования. Естественная циркуляция во втором контуре, несмотря на обнадеживающие расчетные и экспериментальные результаты, в этих проектах пока не учитывается из-за чувствительности ее к качеству регулирования параметров ПГ в аварийных условиях и сравнительной сложности компоновки второго контура.

Важной особенностью систем аварийного расхолаживания быстрых реакторов следующего поколения является то, что они проектируются с учетом требования сейсмостойкости, содержащегося в новых нормативных документах по безопасности АЭС. Поскольку третий контур делать сейсмостойким по экономическим соображениям нецелесообразно, для аварийного расхолаживания предусматриваются специальные сейсмостойкие воздушные теплообменники, подключенные ко второму контуру каждой петли. Циркуляция натрия через теплообменники обеспечивается

электромагнитными насосами, циркуляция воздуха — естественной тягой. Учет возможности отказов в системе аварийного расхолаживания в соответствии с требованиями ОПБ-82 вынуждает дублировать электромагнитные насосы, дизель-генераторы и некоторую арматуру.

## 12. Максимальная проектная авария

Во введении уже говорилось, что в качестве МПА в быстром реакторе рассматривают независимо друг от друга одну из двух аварий: блокировку проходного сечения для натрия в одной из ТВС с последующим кипением теплоносителя, плавлением топлива в ней и распространением повреждений на один ряд окружающих сборок или разрыв трубопровода первого контура, не имеющего страховочного кожуха. Вторая авария (течь радиоактивного теплоносителя) фактически не требует анализа какого-либо переходного процесса в реакторе и контурах. Расчетные исследования в этом случае включают в себя определение количества вылившегося натрия от возникновения течи до ее обнаружения и закрытия запорной арматуры, которой снабжаются все трубопроводы первого контура на выходе из участков, снабженных страховочными кожухами. Далее рассматриваются процессы горения натрия в боксах и распространения аэрозолей, количество радиоактивных продуктов, попадающих в различные помещения первого контура и в атмосферу. Такие процессы здесь не рассматриваются. Отметим лишь, что во всех возможных случаях утечки аэрозолей в обслуживаемые помещения и атмосферу ограничиваются значениями, значительно меньшими допустимых.

В соответствии с требованиями ОПБ-82 на основе изучения МПА в проекте реактора необходимо предусмотреть меры, обеспечивающие его безопасность в такой ситуации. Это означает, что необходимо разработать средства для обнаружения повреждения и предупреждения его распространения более чем на один ряд ТВС, окружающих аварийную сборку. Для решения этой задачи необходимо исследовать физику процессов кипения натрия, плавления топлива, возможных повреждений шестигранных чехлов ТВС, определить минимальное время распространения аварии от сборки к сборке. Это минимальное время является основным ориентиром при проектировании системы контроля состояния ТВС, обнаружения локальной аварии в активной зоне реактора и его своевременной остановки.

Нужно подчеркнуть, что МПА, связанная с плавлением ТВС быстрого реактора, постулируется ОПБ-82 вне связи с какими-либо исходными событиями. В качестве предполагаемых причин блокировки проходного сечения ТВС называются распухание стали, осаждение примесей из натрия, попадание в теплоноситель посторонних предметов. Анализ показывает чрезвычайно низкую вероятность опасных нарушений охлаждения ТВС по этим причинам. Подвод теплоносителя к ТВС и отвод его от сборки производятся через большое число отверстий на боковых поверхностях хвостовиков. Одновременное перекрытие всех этих отверстий каким-либо предметом практически невозможно. Вместе с тем блокировка даже 50 % проходного сечения за пределом топливной части ТВС неопас-

на: она приводит к снижению расхода теплоносителя лишь на 10% исходного. Зависание отдельных ячеек между твэлами также не приводит к тяжелым последствиям.

За препятствием возникает застойная зона с рециркулирующей теплоносителя. Температура в этой зоне повышается, при больших размерах блокировки может возникнуть местное кипение. Проводились расчеты кипения натрия в ТВС при перекрытии 50 % ее проходного сечения в пределах топливной части с исходным перегревом 85 °С, возможным для натрия по экспериментальным данным. Расчеты показали, что время жизни паровых пузырей, возникающих за блокировкой и конденсирующихся при выносе в более холодную часть ТВС, составляет 0,1 с. При этом полного осушения твэлов не происходит, на их поверхности не успевает высыхать пленка теплоносителя. Живучесть твэлов в таких условиях может быть очень большой. Например, в экспериментах на реакторе DFR (Великобритания) твэлы работали при кипении теплоносителя в течение нескольких часов. Конечно, при продолжительном перегреве твэлов возможна их разгерметизация с выбросом в теплоноситель газообразных продуктов деления. Поскольку объем этих продуктов в конце кампании велик, то предполагали, что выход их в пространство между твэлами может привести к нарушению охлаждения и дополнительному перегреву топливных элементов. В связи с этим исследовались последствия различных разрывов оболочек твэлов. Наиболее неблагоприятными оказались промежуточные по размерам разрывы оболочек с достаточно длительным истечением газа. Но даже в таких случаях перегревы оболочек не превышают несколько десятков градусов, не возникает лавинообразного разрушения твэлов. Разгерметизация оболочек в таких случаях, согласно полученным данным, развивается медленно и может быть обнаружена по повышению радиоактивности в газовой полости реактора, а на более поздней стадии — по появлению запаздывающих нейтронов в теплоносителе.

Кипение натрия по всему сечению ТВС возможно при снижении его расхода через сборку более чем в 2 раза из-за перекрытия большей части проходного сечения. Дальнейшее развитие аварии после возникновения кипения в значительной мере зависит от его устойчивости. Об устойчивости кипения, как известно, можно судить по расположению рабочей точки на кривой зависимости гидравлического сопротивления сборки от расхода теплоносителя (рис. 67). Если рабочая точка расположена на восходящей ветви характеристики, то процесс кипения устойчив; в том же случае, когда сопротивление в окрестности рабочей точки растет со снижением расхода, кипение неустойчиво. При этом оно сопровождается пульсациями давления и расхода, периодическими выбросами натрия из ТВС. Приближенный критерий устойчивости кипения теплоносителя в ТВС можно записать следующим образом:

$$\Delta P_0 > \frac{w_{\text{Na}}^2 \rho_{\text{Na}}}{2} - \frac{(\theta_{\text{н}} - T) c_{\text{Na}}}{r_{\text{Na}}} \gamma, \quad (236)$$

где  $w_{\text{Na}}$  — скорость натрия на входе в активную зону в режиме заки-

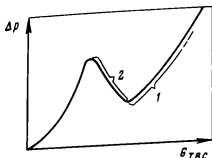


Рис. 67. Гидравлическая характеристика ТВС в режиме кипения натрия в ней:

1 — участок устойчивого кипения; 2 — участок неустойчивого кипения

пания;  $\theta_n$  — температура кипения;  $T$  — температура натрия на входе в реактор;  $c_{Na}$  — удельная теплоемкость натрия;  $r_{Na}$  — удельная теплота парообразования;  $\bar{\gamma}$  — отношение плотности жидкого натрия к плотности пара на линии насыщения;  $\Delta P_0$  — гидравлическое сопротивление активной зоны. Расчетные оценки для существующих реакторов показывают, что кипение натрия в них ТВС чаще всего будет носить неустойчивый характер. Режим устойчивого кипения в соответствии с условием (236) возможен тогда, когда он возникает при значительном повышении температуры натрия на входе в реактор. При локальной же аварии в ТВС, когда параметры реактора в целом не возмущаются, перепад давления на ТВС оказывается недостаточным для обеспечения устойчивости кипения. Отчасти это объясняется низкой плотностью натриевого пара. Для натрия при давлении, близком к атмосферному,  $\bar{\gamma} \approx 1500 \div 2000$ , тогда как для воды при тех же условиях  $\bar{\gamma} = 1200$ . Таким образом, при значительных блокировках проходного сечения натрий закипает и выбрасывается из ТВС. Нарушение охлаждения твэлов приводит к дальнейшему росту их температуры и расплавлению топлива. Расплавленное топливо попадает в теплоноситель, который в режиме неустойчивого кипения может периодически заполнять сборку.

В дальнейшем анализе необходимо учитывать тепловое взаимодействие между расплавленным топливом и натрием. Импульсы давления, сопровождающие это взаимодействие, могут привести к дополнительному повреждению аварийной ТВС и соседней с ней сборки. Расплавленное топливо при попадании в натрий дробится на мелкие частички — диспергируется. Дробление осуществляется под действием сил поверхностного натяжения и инерциальных нагрузок, возникающих при значительных градиентах давления в зоне взаимодействия топлива и теплоносителя. Чем интенсивнее диспергируется топливо, т.е. чем мельче возникающие в этом процессе частички, тем быстрее они отдают тепло теплоносителю и тем больше возникающие при этом импульсы давления. Коэффициент преобразования тепла, переданного теплоносителю, в механическую энергию также зависит от скорости этого процесса. При очень быстрой передаче тепла масса теплоносителя, окружающего зону взаимодействия, не успевает перемещаться, и в начальные доли секунды процесс идет при неизменном объеме этой зоны. При этом рост давления в ней определяется термическим коэффициентом давления. Если в зоне взаимодействия находится лишь натрий и топливо, то указанный термический коэф-

коэффициент давления должен быть отнесен главным образом к натрию. Расчет показывает, что изменение объема топлива мало сказывается на давлении. Термический коэффициент давления для жидкого натрия при температуре около 1000 °С составляет 0,7–0,9 МПа/°С. Поэтому до вторичного закипания натрия из-за взаимодействия его с расплавленным топливом можно ожидать значительных всплесков давления. Температура натрия в этом процессе может увеличиваться на несколько сот градусов, а давление — на несколько десятков мегапаскалей. Но эта оценка предельных обстоятельств. Во-первых, процесс передачи тепла от частичек топлива к теплоносителю нельзя считать мгновенным. Эксперименты показывают, что процесс диспергирования топлива приводит к образованию частиц теплоотдаче к натрию имеют постоянные времени 0,01–0,07 с. Образование паровой пленки натрия на поверхности частиц увеличивает время их охлаждения. Даже указанного времени достаточно для деформации, перемещения натрия, окружающего зону взаимодействия. Поэтому этот процесс существенно снижает пики давления в ней. Во-вторых, в зоне взаимодействия натрия с теплоносителем практически неизбежно присутствие газообразных продуктов деления, натриевого пара. Газообразные продукты деления вырываются из поврежденных твэлов вместе с расплавленным топливом, пар остается при неполном заполнении ТВС натрием, возвращающимся в нее, пар также возникает при вторичном закипании натрия в зоне взаимодействия. Газ и пар существенно снижают термический коэффициент давления для этой зоны.

Если в зоне взаимодействия находятся натрий, расплавленное топливо и газ, причем температура газа и объем топлива не изменяются, то производная от давления в ней по температуре натрия, т.е. приведенный термический коэффициент давления для этой зоны,

$$\gamma_p = - \frac{\alpha_{Na} (1 - \epsilon_g)}{\beta_{Na} (1 - \epsilon_g) + \beta_g \epsilon_g},$$

где  $\alpha_{Na}$  — коэффициент теплового расширения натрия;  $\beta_{Na}$ ,  $\beta_g$  — коэффициенты изотермической сжимаемости натрия и газа соответственно;  $\epsilon_g$  — объемная доля газа в зоне взаимодействия. Коэффициент изотермической сжимаемости для жидкого натрия  $\beta_{Na} = -(3,5 \div 4,5) \cdot 10^{-4} \text{ МПа}^{-1}$ , для газа  $\beta_g = -1/P_0 = -(1 \div 10) \text{ МПа}^{-1}$ . Отсюда видно, что если объемная доля газа в зоне взаимодействия составляет всего лишь несколько процентов, то термический коэффициент давления снижается на порядки. Иными словами, рост объема жидкого натрия при повышении его температуры компенсируется сжатием газа без большого повышения давления. Понятно, что рост давления в зоне взаимодействия зависит также от количества расплавившегося топлива, от соотношения масс обменивающихся теплоем топлива и теплоносителя.

Для иллюстрации влияния перечисленных факторов на характеристики процесса приведем некоторые результаты его расчета. На рис. 68 показаны изменения параметров зоны взаимодействия топлива с натрием

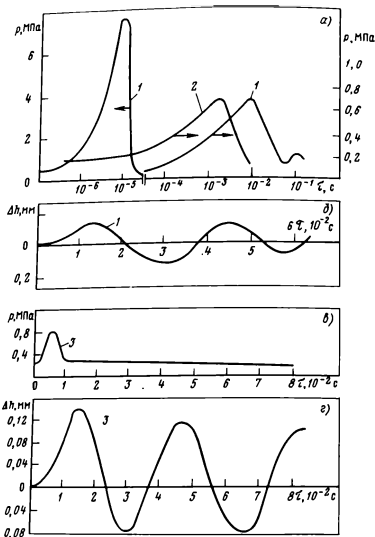


Рис. 68. Расплавление одного ТВЭЛ на участке длиной 1 см и попадание расплавленного топлива в натрий:

а, б — давление в зоне взаимодействия; в, г — прогиб чехла ТВС; 1, 2 — мгновенное диспергирование топлива в натрий; 3 — время диспергирования топлива в жидком натрии 0,005 с; 1, 3 — выброс топлива в жидкий натрий; 2 — выброс топлива в кипящий натрий

при расплавлении одного ТВЭЛ на длине 1 см. При отсутствии газа и пара в этой зоне и при мгновенном перемешивании топлива с жидким натрием максимум первого пика давления в зоне достигает 7,5 МПа, ширина пика  $0,5 \cdot 10^{-4}$  с. Стенка шестигранной трубы ТВС при этом не разрушается. Если расплавленное топливо из ТВЭЛ попадает в кипящий натрий, то максимальное давление в импульсе по указанным выше причинам значительно ниже, чем в предыдущем случае. Оно достигает лишь 0,7 МПа. На значение импульсов давления при тепловом взаимодей-

вию расплавленного топлива с теплоносителем значительное влияние оказывает растянутость во времени процессов их перемешивания, диспергирования топлива. Поскольку ширина импульсов давления очень мала, даже небольшой (в пределах сотых долей секунды) сдвиг во времени процессов для разных участков твэлов и ТВС существенно снижает величину этих импульсов. Расчет с учетом всех перечисленных факторов показывает, что чехол ТВС не разрушается из-за импульсов давления даже в том случае, если топливо в ТВС плавится на половине сечения сборки.

При одновременном расплавлении топлива по всему сечению ТВС ее шестигранный чехол разрушается. Однако такое плавление происходит при чрезвычайно маловероятной блокировке расхода натрия через всю сборку. Эта авария рассматривается для выявления предельных характеристик процесса, необходимых для разработки средств обнаружения локальной аварии в активной зоне реактора и соответствующих устройств АЗ. Результаты расчета процесса кипения натрия в ТВС при мгновенном прекращении расхода натрия через нее представлены на рис. 69. Кипение натрия начинается через 0,55 с на выходе из активной зоны, полное опустошение ТВС происходит за 0,35 с. Теплоотвод с поверхности твэлов прекращается после испарения пленки теплоносителя на их поверхности. В самых горячих точках активной зоны это происходит через 0,3–0,4 с после закипания. Когда пленка натрия высыхает на значительной длине твэлов, количество пара и тепла, поступающего в паровой пузырь, сокращается и начинается возврат натрия в ТВС.

Полного заполнения сборки натрием при этом может и не произойти. В центральной ее части, по-видимому, сохранится сухой участок, на котором будет продолжаться рост температуры с последующим плавлением топлива. Полное расплавление топлива в самом опасном сечении произойдет через 5–6 с. Оно может вызвать дальнейшее нарушение охлаждения твэлов, после чего за 1 с плавление распространится по всей их высоте. Плавление топлива может повлечь за собой расплавление или разрушение чехла ТВС. По расчету в наихудших условиях проплавление чехла сборки происходит за 8 с. После этого расплавленное топливо может попасть на чехол сборки, соседствующей с аварийной. Если просуммировать продолжительности перечисленных стадий аварий от момента закупорки сборки до возможного выхода расплавленного топлива из аварийной ТВС, то можно получить значение, равное 15 с. Этот интервал времени и является ориентиром при определении необходимого быстродействия

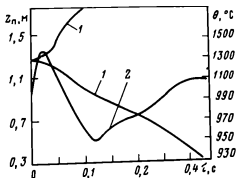


Рис. 69. Кипение натрия в ТВС:

1 — границы пузыря; 2 — температура натрия в пузыре

систем контроля и каналов АЗ, действующих при локальной аварии в активной зоне реактора. Обнаружение этой аварии может проводиться с помощью традиционных средств — расходомеров и температурных датчиков. Однако, как уже говорилось, отечественные быстрые реакторы по соображениям упрощения конструкции пока не оснащаются такими средствами для контроля всех ТВС. Разгерметизация и разрушение твэлов могут быть обнаружены системой контроля герметичности оболочек (КГО) по повышению радиоактивности в газовой полости реактора и по появлению источников запаздывающих нейтронов — продуктов деления в теплоносителе. Приведенное время распространения аварии получено для предельного и чрезвычайно маловероятного случая мгновенной закупорки ТВС. Практически же можно рассматривать медленно развивающиеся ее повреждения.

Большие надежды возлагаются на системы обнаружения локальной аварии в ТВС, построенные на анализе нейтронных и акустических шумов в реакторе, баланса реактивности. Закипание натрия в активной зоне реактора вызывает изменения в высокочастотной области спектра акустических шумов (10–200 кГц) и в низкочастотной области нейтронных шумов.

При контроле активной зоны по балансу реактивности учитываются компоненты реактивности, связанные с изменениями температуры в активной зоне из-за отклонений от начальных значений мощности реактора, расхода и входной температуры теплоносителя, гидродинамические эффекты реактивности, эффекты, обусловленные перемещениями управляющих органов и выгоранием топлива. Сумма всех компонент, вычисляемая устройством контроля, постоянно сравнивается с фактической реактивностью. Несовпадение этих величин свидетельствует о появлении аномальных компонент, которые могут быть связаны с кипением натрия и выбросом его из ТВС, плавлением и перемещением топлива в ней. В таких случаях формируются предупредительный и аварийный сигналы. Эксперименты показывают, что чувствительность обнаружения аномалий реактивности в реакторе может быть доведена до  $2 \cdot 10^{-5}$ . Для оценки достаточности ее можно сказать, что в реакторе типа БН-600 изменение реактивности при выбросе натрия из одной ТВС составляет в среднем  $0,7 \cdot 10^{-4}$ . При плавлении топлива в ТВС и стекании его в нижний торцевой экран отклонение реактивности достигает  $5,4 \cdot 10^{-4}$ , при накоплении топлива в центральном сечении ТВС оно равно  $9 \cdot 10^{-4}$ . Такие ситуации будут уверенно обнаруживаться контрольным устройством.

### 13. Нарушения подачи питательной воды в парогенераторы, отключения турбины и турбогенератора

Причинами нарушений подачи питательной воды в ПГ могут быть: разрывы трубопроводов и элементов оборудования третьего контура, например деаэратора; ошибочное закрытие отсечной арматуры; неисправность регулятора питания; отключение питательных насосов.

Во всех этих случаях начинается рост температуры натрия на выходе из ПГ, далее на входе в промежуточный теплообменник по второму контуру и, наконец, на входе в реактор. Температура натрия на выходе из

ПГ в режиме нормальной эксплуатации поддерживается автоматическим регулятором. Поэтому в первую очередь нужно рассматривать такие нарушения подачи питательной воды, которые не могут быть скомпенсированы работой регулятора. Если прекращение подачи воды происходит в одной из теплоотводящих петель, то по сигналу об увеличении температуры натрия на выходе из ПГ отключается соответствующий ЦШ второго контура, а затем и первого. Этим отключением замедляется рост указанной температуры и, следовательно, предупреждается появление больших термических напряжений в корпусе и выходных трубных досках ПГ, а также исключается повышение температуры натрия на входе в реактор по аварийной петле. Мощность реактора снижается, как и при любом отключении теплоотводящей петли.

При отключении одного из питательных насосов и последующем откае резервного насоса, который должен запускаться в этом случае, возникает дефицит расхода питательной воды. Это требует снижения мощности петли, если подача питательной воды организуется независимо по разным петлям, или снижения мощности всех петель, если снабжение ПГ водой осуществляется из одного коллектора. Схема с общим коллектором подачи питательной воды в ПГ рассматривается для проектируемых быстрых реакторов при использовании в них одного турбогенератора К-800-130. При этом предполагается также применение турбопитательных насосов вместо электропитательных, работающих в схеме реактора БН-600. При отключении одного турбопитательного насоса мощность реактора снижается с одновременным уменьшением расходов натрия в первом и втором контурах и с поддержанием номинальных параметров пара на входе в турбину. Такой режим экстренного снижения мощности позволяет избежать опасного отклонения температур на выходе из ПГ и в активной зоне реактора. Режим экстренного снижения мощности, еще более глубокого, предполагается использовать и в других аварийных ситуациях, о которых речь пойдет ниже. Нужно отметить, что на АЭС с одним турбогенератором и использованием турбопитательных насосов необходимо принимать во внимание возможность полной потери водоснабжения ПГ. На этот случай предусматриваются дополнительные средства для аварийного расхолаживания реактора. В качестве таких средств выбраны воздушные теплообменники, подключенные ко второму контуру установки. Эти теплообменники, как уже говорилось, должны быть выполнены сейсмостойкими и обеспечивать аварийный теплоотвод в условиях землетрясения.

Еще одним режимом, требующим экстренного снижения мощности реактора, является режим отделения турбогенератора или турбогенераторов АЭС от энергосистемы. Такой режим прорабатывается для проектируемых быстрых реакторов. При отключении высоковольтных воздушных выключателей из-за аварии в энергосистеме турбогенератор АЭС уменьшает свою мощность до уровня мощности собственных нужд. Система регулирования турбины при этом быстро снижает расход свежего пара, предупреждая тем самым ее разгон. Эта система проектируется таким образом, чтобы при мгновенном сбросе нагрузки с номинальной до нагрузки собственных нужд не допускать срабатывания автомата безо-

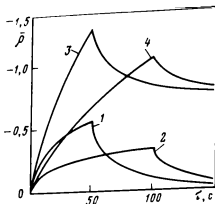


Рис. 70. Зависимость реактивности от времени при снижении мощности реактора типа БН-600 со 100 до 25 % номинальной:

1, 2 — зависимость реактивности от времени при снижении мощности за 50 и 100 с соответственно; 3, 4 — реактивность, которую необходимо при этом ввести поглощающими стержнями с учетом температурных эффектов реактивности

пасности. Избыток пара, производимого ПГ и не принимаемого после прикрытия регулирующих клапанов турбиной, сбрасывается в конденсатор и частично в атмосферу через предохранительные клапаны. Для уменьшения потерь питательной воды при этом необходимо как можно быстрее снизить мощность реактора и привести производительность ПГ в соответствие с потреблением пара турбиной. В процессе снижения мощности параметры свежего пара поддерживаются постоянными. Для этого одновременно с мощностью и практически пропорционально ей необходимо уменьшать расходы теплоносителя в первом и втором контурах. Эти расходы регулируются в быстрых реакторах в диапазоне 100 – 25 % номинального. Следовательно, в таком же диапазоне можно поддерживать номинальные параметры свежего пара. Время снижения мощности со 100 до 25 % номинальной выбирается равным 100–150 с. Изменение реактивности при снижении мощности по линейному закону в указанном диапазоне с последующим поддержанием ее на постоянном уровне описывается с помощью введенной в § 2 функции линейного отклика

$$\bar{\rho} = (1 - 1/0,25) U_{\Delta T}(\tau) = -3 U_{\Delta T}(\tau),$$

где  $\Delta t$  — время снижения мощности. Это изменение реактивности показано на рис. 70. Кроме того, в переходном процессе необходимо компенсировать температурные эффекты реактивности. Поэтому реактивность, которая должна быть введена в реактор для обеспечения заданного закона снижения мощности  $\bar{\rho}_{PC}(\tau)$ , отличается от полученной зависимости  $\bar{\rho}(\tau)$  на значения этих эффектов, также являющихся функцией времени (рис. 70). Анализ показывает, что требуемый ввод реактивности может быть обеспечен стержнями автоматического регулятора (PC) и КС. Одно из существенных преимуществ быстрых реакторов, как уже говорилось, состоит в высокой стабильности поля энерговыделения в них. Поэтому даже значительные перемещения отдельных органов управления не приводят к существенным перекасам и искажениям относительного распределения энерговыделения в активной зоне в таком переходном процессе. В качестве иллюстрации этого на рис. 71 показаны результаты измерений отклонений от исходного значения энерговыделения в отдельных ТВС реактора БН-600 при подъеме одного из КС в крайнее верхнее поло-

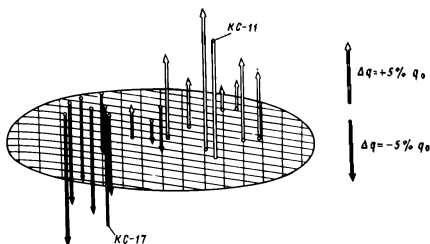
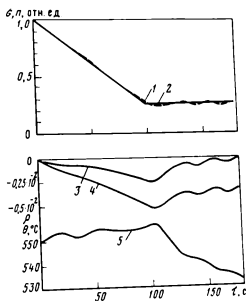


Рис. 71. Отклонения от исходных значений мощностей энерговыделения в ТВС активной зоны реактора БН-600 при подъеме компенсирующего стержня КС-11 в крайнее верхнее положение и одновременном опускании стержня КС-17 в крайнее нижнее положение (длина стрелок пропорциональна отклонению энерговыделения от исходного значения перед перемещением стержней; справа показаны размеры стрелок, соответствующие отклонению энерговыделения на 5 % исходного):

↗ — рост энерговыделения; ↘ — снижение энерговыделения

Рис. 72. Экстренное снижение мощности реактора со 100 до 25 % номинальной при отделении трубогенератора от энергосистемы:

1, 2 — соответственно мощность реактора и расход теплоносителя через реактор, отнесенные к номинальным значениям; 3, 4 — реактивность и реактивность, внесенная поглощающими стержнями соответственно; 5 — температура натрия на выходе из реактора



жение и опускании другого в крайнее нижнее. Даже в таком случае отклонение энерговыделения не превышает 11 % начального. Поэтому в режиме экстренного снижения мощности при поддержании неизменного среднего подогрева теплоносителя в реакторе не возникает опасных изменений температуры в каких-либо ТВС. Результаты расчета переходного процесса в реакторе типа БН-600 при экстренном снижении мощности до

25 % номинальной представлены на рис. 72. Несмотря на высокую скорость снижения мощности и расхода теплоносителя, температура натрия на выходе из реактора поддерживается с достаточной точностью. Автоматическая система снижает мощность реактора до 25 % номинальной. Дальнейшее ее уменьшение до уровня мощности собственных нужд может быть проведено оператором. Режим экстренного снижения мощности, возможно, будет использоваться не только при отделении турбогенератора от энергосистемы, но и при таких отключениях турбины, которые не требуют длительной ее остановки.

#### 14. Пуск и остановка, плановые изменения мощности реактора. Устойчивость работы реактора в стационарном режиме

Пуск и остановка АЭС проводится с ограничениями скоростей изменения мощности реактора и температуры теплоносителя в контурах. Подъем мощности от минимально контролируемого уровня до 1% номинальной обычно ведется с постоянным периодом, равным 60–100 с. Такой период, с одной стороны, обеспечивает безопасность, а с другой — позволяет экономить время пуска. Дальнейший подъем мощности ведется с постоянной и допустимой скоростью изменения температуры теплоносителя на выходе из реактора. Первоначально ограничения скорости изменения температуры теплоносителя в контурах заимствовались из обычной (неядерной) энергетики. Там допустимая скорость роста температуры при пусках во многих установках задавалась равной 60–70 °C/ч. Эта скорость получена из опыта. Она позволяет ограничить некоторые неопасным значением напряжения в элементах энергетических установок из-за термического расширения и перемещения трубопроводов, теплообменных аппаратов, неравномерного прогрева отдельных их деталей и участков. Более внимательный анализ показал, что такая скорость изменения температуры не всегда приемлема для ядерно-энергетической установки. Расчет и измерения нестационарного температурного поля корпуса реактора, промежуточных теплообменников, ПГ показали, что в некоторых режимах и диапазонах изменения температуры указанную скорость необходимо снижать до 10–20 °C/ч.

Ограничивающим параметром в твэлах чаще всего являются напряжения в их оболочках из-за механического взаимодействия с топливными сердечниками. Коэффициент температурного расширения топлива в 1,5 раза ниже температурного коэффициента расширения стали. Однако приrost средней температуры топлива при увеличении мощности реактора, например, в среднем сечении активной зоны на порядок больше прироста температуры оболочек. Поэтому в процессе пуска реактора зазор между топливом и оболочками в твэлах сокращается. Наиболее неблагоприятным является подъем мощности после достаточно длительной, по крайней мере в течение нескольких суток, работы реактора на пониженной мощности. При этом массоперенос топлива в твэлах приводит к быстрому сокращению зазора между сердечниками и оболочками вплоть до полного его исчезновения. После этого подъем мощности, как уже говорилось, приводит к более быстрому термическому расши-

рению сердечников твэлов по сравнению с оболочками и к возникновению больших растягивающих напряжений в последних. В этих условиях приходится ограничивать скорость подъема мощности, делать выдержки на промежуточных ее уровнях для обеспечения релаксации напряжений за счет ползучести сердечников и оболочек.

Наибольший опыт в исследовании таких режимов для оксидных твэлов накоплен в реакторах на тепловых нейтронах. Линейные нагрузки твэлов ВВЭР достаточно велики. В ВВЭР-1000 они достигают, например, 415 Вт/см, что уже близко к линейным нагрузкам твэлов быстрых реакторов. Поэтому опыт тепловых реакторов в известной мере можно использовать при оптимизации режимов работы твэлов быстрых реакторов. Допустимые скорости изменения мощности ВВЭР при участии их в регулировании суточного и недельного графиков нагрузки энергосистем составляют 3—4 %/мин.

На некоторых зарубежных АЭС с тепловыми реакторами для твэлов с оксидным топливом установлены ограничения скорости подъема мощности после длительной работы на пониженных ее уровнях до 3%/ч. Как видим, разница в возможных ограничениях скорости изменения мощности велика. Ее можно объяснить неодинаковыми исходными состояниями твэлов перед подъемом мощности и различиями их параметров. Этот опыт использован в разработке регламента пуска быстрых реакторов. Выбранные ограничения скорости подъема мощности проверяются в процессе эксплуатации.

При остановке реактора твэлы не требуют ограничения скорости снижения мощности, так как в этих режимах топливные сердечники сокращаются в размерах быстрее оболочек.

Подъем мощности реактора вначале ведется при постоянных и пониженных по отношению к номинальным расходам натрия в первом и втором контурах установки. После достижения номинального подогрева натрия в реакторе подъем мощности продолжается при одновременном увеличении расходов. Плановое снижение мощности реактора проводится также с ограничениями скорости изменения температуры теплоносителя в контурах, как и подъем. Разница в ограничениях для подъема мощности и остановки реактора обусловлена, как уже говорилось, неодинаковыми условиями работы твэлов, различиями термомеханических процессов в элементах установки.

Ограничения скорости пуска и перехода с одного уровня мощности на другой существуют для любой теплоэнергетической установки, в том числе и для турбин АЭС. Для турбины различают пуски, проводимые из холодного, неостывшего и горячего состояний. Время полного остывания паровых турбин АЭС обычно составляет около 100 ч. Если время ее остановки не превышает 5—10 ч, то последующий пуск проводится из горячего состояния, после остановки на 20—40 ч турбина находится в промежуточном, неостывшем состоянии.

Быстрые реакторы пока предназначаются для работы в базовом режиме. Поэтому турбины здесь пускаются чаще всего после перегрузки из холодного состояния. На БН-600 исключения составляют пуски турбин в отключившихся теплоотводящих петлях после кратковременного простоя.

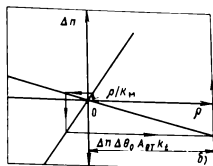
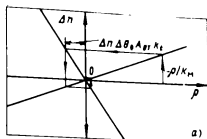
Остановимся теперь на устойчивости работы реактора в стационарном режиме. Выше говорилось, что быстрый реактор очень прост и удобен в управлении как при автоматическом поддержании его параметров, так и в режимах саморегулирования и дистанционного управления. В значительной мере это обусловлено большим запасом его устойчивости по каналу реактивность—мощность. Под неустойчивостью понимают самопроизвольный рост мощности или колебания ее с возрастающей амплитудой после случайного исходного отклонения реактивности. При этом неуправляемый рост мощности без ее колебаний возможен тогда, когда в реактивности обратной связи, т.е. в температурных эффектах реактивности, возникающих после скачка мощности, есть достаточно большая положительная компонента, не подавляемая отрицательными составляющими. В этом случае реактивность обратной связи суммируется с исходным возмущением, что и вызывает ускоряющийся рост мощности реактора. Выше говорилось, что в температурных и мощностных эффектах реактивности большого быстрого реактора нет положительных составляющих, которые могли бы привести к такому виду неустойчивости.

При отрицательных температурных и мощностных эффектах реактивности возможен только другой вид неустойчивости — самопроизвольные колебания мощности с постепенно возрастающей амплитудой. Такие самопроизвольные колебания называют автоколебаниями. Они возникают тогда, когда реактивность обратной связи находится в противофазе, т.е. сдвинута по фазе на  $\pi$  относительно исходного возмущения по реактивности, причем амплитуда реактивности обратной связи равна исходному возмущению или превышает его. Автоколебания опасны, если частота и амплитуда их велики. Нужно сказать, что в реактивности обратной связи есть составляющие, откликающиеся на изменение мощности с различными временными и фазовыми сдвигами. Основные составляющие обусловлены быстрыми изменениями температур в активной зоне вслед за изменением мощности энерговыделения. При этом наиболее значительная в реакторе с оксидным топливом компонента, обусловленная эффектом Доплера, не может отставать по фазе от изменений мощности более чем на  $\pi/2$ . При любых частотах мощность отстает по фазе от реактивности также не более чем на  $\pi/2$ , а в диапазоне практически опасных частот колебаний почти совпадает по фазе с реактивностью. Следовательно, реактивность обратной связи в таких реакторах не может отставать по фазе от исходного возмущения на  $\pi$ , и поэтому автоколебания мощности в таком реакторе невозможны.

Низкочастотные колебания мощности с периодом 3—4 мин могут возникать в некоторых реакторах в режиме саморегулирования из-за компонент обратной связи по реактивности, проходящих через внешнюю систему теплоотвода и связанных с отклонениями температуры теплоносителя на входе в реактор. Возникновение этих колебаний поясняется на рис. 73. Пусть в реактор введена реактивность  $\rho_B$ . Из-за этого мощность его после сравнительно кратковременного переходного процесса отклонится на  $\rho_B/K_M$ , а температура теплоносителя на выходе — на  $\Delta\theta_0\rho_B/K_M$ . После прохождения температурной волны через систему теплоотвода на вход в реактор придет возмущение  $A\theta_T\Delta\theta_0\rho_B/K_M$ . Из-за температур-

рис. 73. Изменение последовательных отклонений реактивности и мощности при прохождении возмущений через систему теплоотвода:

$\alpha$  — затухание колебания при  $|K_M| > |k_f \Delta \theta_0 A_{\theta T}|$ ;  $\beta$  — рост амплитуды колебаний при  $|K_M| < |k_f \Delta \theta_0 A_{\theta T}|$



ных эффектов оно вызовет отклонение реактивности на  $k_f A_{\theta T} \Delta \theta_0 \rho_{\text{в}} / K_M$ . Колебания затухают, если эти вторичные изменения реактивности меньше по амплитуде, чем исходные, т.е. если

$$|k_f A_{\theta T} \Delta \theta_0| < |K_M|.$$

В реакторах БН-350 и БН-600 это условие заведомо выполняется. В этом выражении  $K_M$ ,  $k_f$  — мощный эффект и температурный коэффициент реактивности соответственно;  $\Delta \theta_0$  — подогрев теплоносителя в реакторе;  $A_{\theta T}$  — отношение отклонения температуры теплоносителя на входе в реактор к отклонению выходной температуры. Оно зависит от характеристик системы теплоотвода. Обычно оно не превышает 0,3–0,4 на самых низких частотах.

Значение  $A_{\theta T}$  очень быстро падает с ростом частоты из-за большой тепловой инерционности системы теплоотвода. Именно поэтому, если такие колебания и возможны, то на очень низких частотах — около 0,004 – 0,005 Гц. Они, конечно, не представляют какой-либо опасности, так как легко подавляются системой регулирования.

Нужно сказать, что система регулирования может успешно справляться с неустойчивостью и при положительных мощностном и температурном коэффициентах реактивности. Как уже говорилось, такие коэффициенты реактивности невозможны в большом энергетическом быстром реакторе. Поэтому сказанное можно относить только к исследовательскому реактору малого объема. При положительном мощностном эффекте автоматический пропорциональный нейтронный регулятор мощности обеспечивает устойчивость, если его скорость удовлетворяет условию

$$\nu_{PC} \geq \frac{H_{PC}}{B_{PC}} \Delta n_* \frac{\lambda K_M}{1 + \lambda \tau_0},$$

где  $H_{РС}$ ,  $B_{РС}$  — рабочий ход и эффективность стержня регулятора;  $\Delta l_*$  — зона пропорциональности регулятора;  $\lambda$  — средняя постоянная распада ядер-предшественников запаздывающих нейтронов;  $\tau_0$  — постоянная времени, характерная для мощностного эффекта.

Оценки по этому соотношению показывают, что даже при умеренной скорости 50–100 мм/с автоматический регулятор обеспечивает устойчивость реактора при положительном эффекте реактивности, соизмеримом с  $\beta$ .

## Заключение

Даже краткое описание аварийных и переходных процессов позволяет выделить факторы, обеспечивающие безопасность эксплуатации быстрых реакторов.

Низкое давление в жидкометаллических контурах, высокая температура кипения натрия, охлаждающего быстрый реактор, практически исключают аварии с выбросом существенного количества радиоактивных продуктов за пределы первого контура. Эти же обстоятельства упрощают решение проблем аварийного теплоотвода от реактора. Эксплуатационные выбросы радиоактивных продуктов на АЭС с быстрыми реакторами меньше, чем на станциях с реакторами других типов.

Конструкционные материалы активной зоны позволяют использовать высокие параметры паросилового цикла АЭС. Эти материалы хорошо совместимы с топливом и теплоносителем и исключают опасные явления, подобные парощиркониевой реакции, при самых высоких температурах, возникающих в аварийных условиях.

Максимальная проектная авария, постулируемая в настоящее время для быстрых реакторов нормативными документами (разрушение, плавление одной ТВС активной зоны с распространением повреждений на один ряд окружающих сборок) не влечет за собой тяжелых последствий. При этом расчетные и экспериментальные исследования, опыт эксплуатации говорят о чрезвычайно малой вероятности такой аварии.

Аварийная защита быстрых реакторов предупреждает любые повреждения активной зоны при значительных отклонениях всех входных его параметров: при практически мгновенных скачках реактивности до  $(0,3 \div 0,4)\beta$ , при еще больших изменениях реактивности со скоростью до  $(0,6 \div 0,7)\beta/\text{с}$ , при одновременном отключении всех циркуляционных насосов, прекращении подачи питательной воды в ПГ. Отключение одной теплоотводящей петли не требует остановки реактора. Существует возможность экстренного снижения мощности быстрого реактора до уровня мощности собственных нужд за 2–2,5 мин при отделении турбогенератора АЭС от энергосистемы до заданного минимального уровня при кратковременных отключениях турбины. Эта возможность базируется на хороших маневренных характеристиках быстрых реакторов, высокой стабильности их поля энерговыделения. Решена проблема нестационарных термических напряжений в элементах конструкции быстрых реакторов, их теплообменного оборудования.

Опыт эксплуатации свидетельствует о простоте управления быстрыми реакторами как с использованием автоматических регуляторов, так и в режимах дистанционного управления, саморегулирования. При саморегулировании быстрый реактор компенсирует значительные возмущения по реактивности, расходу и входной температуре теплоносителя без опас-

ных отклонений температур в активной зоне. При отключении всех циркуляционных насосов с одновременным гипотетическим отказом АЗ он обеспечивает эффективное самогашение энерговыделения в активной зоне. При полной остановке насосов для исключения закипания натрия в реакторе достаточно ввести в активную зону поглощающий стержень с эффективностью  $(0,5-0,6)\beta$ . Если же после отключения насосов, как это предусмотрено схемой управления, переходят на минимальные частоты вращения с энергопитанием от надежных источников, то закипание натрия исключается без ввода каких-либо поглощающих стержней. Отказ АЗ здесь фактически невозможен, так как она иницируется 6-12 независимыми каналами.

Хорошие теплофизические свойства натрия в сочетании с указанными выше обстоятельствами позволяют гарантировать надежное аварийное расхолаживание быстрых реакторов. В системах их аварийного расхолаживания с успехом используется естественная циркуляция теплоносителя через реактор, выбег циркуляционных насосов и турбогенераторов, аккумуляция тепла в контурах.

Все сказанное свидетельствует о том, что быстрые реакторы могут стать в ядерной энергетике одним из наиболее безопасных типов реакторов. Задача эксплуатации состоит в реализации достоинств, заложенных в характеристики, конструкции и технологические схемы быстрых реакторов, в оптимизации режимов их работы, извлечении из опыта сведений, полезных для проектирования будущих установок.

В работе персонала АЭС неизбежно принятие решений в нестандартных ситуациях, определение последствий тех или иных режимных усовершенствований и изменений. В качестве подспорья в этой работе предлагается несколько инженерных методик для расчета кинетики реактора относительно реактивности или мощности, нестационарного теплообмена в реакторе, теплообменных аппаратах, трубопроводах, смешительных камерах, нестационарной гидравлики, нестационарных термических напряжений в элементах конструкций в упругой и упругопластической постановках. Часть методик основана на приближенных полуаналитических решениях и позволяют вести расчет переходных процессов с большим шагом по времени до 5-10 с и более, как это требует характер процесса. Расчет может вестись с помощью самых простых вычислительных средств. Методики иллюстрированы примерами расчета и сопровождаются в приложении несколькими простыми программами, написанными на их основе для микро-ЭВМ типа ДВК, которые часто используются в учебных центрах. Программы работают в диалоговом режиме и могут применяться в качестве простейшего тренажера при изучении кинетики ядерного реактора с обратной связью по реактивности и без таковой.

Результаты даже подобных приближенных расчетных оценок и эксплуатационных наблюдений могут с большой пользой дополнять друг друга.

# ПРИЛОЖЕНИЯ

## ПРИЛОЖЕНИЕ 1

### Функции линейного отклика

Функция линейного отклика  $u_k$  (топливо—уран)

| Номер шага<br>$k$ | Шаг по времени $\Delta t$ , с |        |        |        |        |        |
|-------------------|-------------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
|                   | 1                             | 2      | 3      | 5      | 10     | 20     |
| 1                 | 0,8503                        | 0,7612 | 0,6964 | 0,6028 | 0,4648 | 0,3351 |
| 2                 | 0,6721                        | 0,5290 | 0,4378 | 0,3267 | 0,2053 | 0,1172 |
| 3                 | 0,5667                        | 0,4110 | 0,3232 | 0,2304 | 0,1360 | 0,0653 |
| 4                 | 0,4914                        | 0,3366 | 0,2586 | 0,1803 | 0,0985 | 0,0393 |
| 5                 | 0,4338                        | 0,2862 | 0,2172 | 0,1478 | 0,0740 | 0,0246 |
| 6                 | 0,3882                        | 0,2501 | 0,1879 | 0,1241 | 0,0567 | 0,0161 |
| 7                 | 0,3516                        | 0,2228 | 0,1655 | 0,1058 | 0,0440 | 0,0108 |
| 8                 | 0,3215                        | 0,2013 | 0,1476 | 0,0911 | 0,0346 | 0,0075 |
| 9                 | 0,2966                        | 0,1837 | 0,1327 | 0,0790 | 0,0274 | 0,0054 |
| 10                | 0,2757                        | 0,1688 | 0,1200 | 0,0689 | 0,0219 | 0,0039 |
| 11                | 0,2578                        | 0,1560 | 0,1090 | 0,0603 | 0,0177 | 0,0029 |
| 12                | 0,2423                        | 0,1448 | 0,0995 | 0,0530 | 0,0144 | 0,0022 |
| 13                | 0,2288                        | 0,1349 | 0,0910 | 0,0467 | 0,0118 | 0,0017 |
| 14                | 0,2168                        | 0,1260 | 0,0835 | 0,0413 | 0,0098 | 0,0013 |
| 15                | 0,2061                        | 0,1180 | 0,0768 | 0,0366 | 0,0082 | 0,0010 |
| 16                | 0,1965                        | 0,1107 | 0,0707 | 0,0325 | 0,0069 | 0,0008 |
| 17                | 0,1877                        | 0,1041 | 0,0653 | 0,0289 | 0,0058 | 0,0006 |
| 18                | 0,1797                        | 0,098  | 0,0603 | 0,0258 | 0,0050 | 0,0005 |
| 19                | 0,1722                        | 0,0924 | 0,0558 | 0,0231 | 0,0042 | 0,0004 |
| 20                | 0,1654                        | 0,0872 | 0,0517 | 0,0207 | 0,0036 | 0,0003 |

Функция линейного отклика  $u_k$  (топливо—плутоний)

| Номер шага<br>$k$ | Шаг по времени $\Delta t$ , с |        |        |        |        |        |
|-------------------|-------------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
|                   | 1                             | 2      | 3      | 5      | 10     | 20     |
| 1                 | 0,8639                        | 0,7814 | 0,7207 | 0,6324 | 0,5000 | 0,3712 |
| 2                 | 0,6989                        | 0,5634 | 0,4760 | 0,3677 | 0,2423 | 0,1430 |
| 3                 | 0,5993                        | 0,4503 | 0,3645 | 0,2694 | 0,1650 | 0,0804 |
| 4                 | 0,5275                        | 0,3777 | 0,2991 | 0,2152 | 0,1210 | 0,0477 |
| 5                 | 0,4723                        | 0,3274 | 0,2555 | 0,1787 | 0,0912 | 0,0293 |
| 6                 | 0,4283                        | 0,2903 | 0,2237 | 0,1514 | 0,0697 | 0,0185 |
| 7                 | 0,3925                        | 0,2615 | 0,1988 | 0,1298 | 0,0537 | 0,0121 |
| 8                 | 0,3629                        | 0,2383 | 0,1784 | 0,1122 | 0,0417 | 0,0082 |
| 9                 | 0,3380                        | 0,2190 | 0,1613 | 0,0974 | 0,0327 | 0,0057 |
| 10                | 0,3167                        | 0,2024 | 0,1466 | 0,0850 | 0,0258 | 0,0041 |
| 11                | 0,2983                        | 0,1880 | 0,1337 | 0,0743 | 0,0205 | 0,0030 |

Продолжение

| Номер шага<br>$k$ | Шаг по времени $\Delta t$ , с |        |        |        |        |        |
|-------------------|-------------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
|                   | 1                             | 2      | 3      | 5      | 10     | 20     |
| 12                | 0,2822                        | 0,1753 | 0,1223 | 0,0651 | 0,0165 | 0,0022 |
| 13                | 0,2679                        | 0,1639 | 0,1121 | 0,0571 | 0,0133 | 0,0016 |
| 14                | 0,2551                        | 0,1536 | 0,1030 | 0,0503 | 0,0109 | 0,0012 |
| 15                | 0,2436                        | 0,1442 | 0,0947 | 0,0443 | 0,0090 | 0,0009 |
| 16                | 0,2331                        | 0,1357 | 0,0872 | 0,0392 | 0,0074 | 0,0007 |
| 17                | 0,2234                        | 0,1278 | 0,0804 | 0,0347 | 0,0062 | 0,0005 |
| 18                | 0,2145                        | 0,1205 | 0,0742 | 0,0307 | 0,0052 | 0,0004 |
| 19                | 0,2063                        | 0,1137 | 0,0686 | 0,0273 | 0,0044 | 0,0003 |
| 20                | 0,1986                        | 0,1074 | 0,0634 | 0,0243 | 0,0037 | 0,0002 |

Функция линейного отклика  $U_0(\tau)$

| $\tau$ , с | $U_0(\tau)$ |          | $\tau$ , с | $U_0(\tau)$ |          |
|------------|-------------|----------|------------|-------------|----------|
|            | Топливо     |          |            | Топливо     |          |
|            | Уран        | Плутоний |            | Уран        | Плутоний |
| 0          | 1,0000      | 1,0000   | 30         | 0,1143      | 0,1398   |
| 1          | 0,7418      | 0,7641   | 40         | 0,0847      | 0,1044   |
| 2          | 0,6126      | 0,6429   | 50         | 0,0644      | 0,0793   |
| 3          | 0,5254      | 0,5600   | 60         | 0,0497      | 0,0609   |
| 4          | 0,4602      | 0,4977   | 70         | 0,0388      | 0,0472   |
| 5          | 0,4093      | 0,4487   | 80         | 0,0306      | 0,0368   |
| 6          | 0,3686      | 0,4092   | 90         | 0,0244      | 0,0289   |
| 7          | 0,3356      | 0,3768   | 100        | 0,0196      | 0,0229   |
| 8          | 0,3084      | 0,3498   | 200        | 0,0034      | 0,0034   |
| 9          | 0,2856      | 0,3268   | 300        | 0,0009      | 0,0008   |
| 10         | 0,2663      | 0,3071   | 400        | 0,0002      | 0,0002   |
| 20         | 0,1621      | 0,1949   | 500        | 0,0001      | 0,0001   |

## ПРИЛОЖЕНИЕ 2

### Программы для расчета кинетики реактора

Программа №1 для расчета кинетики реактора без температурных эффектов реактивности

```
5 DIM A(6), L(6), Z(6), C(6), V(6)
10 LET N0 = 1
15 PRINT "ЗАДАЙТЕ ШАГ СЧЕТА"
20 INPUT D
* ТАБЛИЦА ОТНОСИТЕЛЬНЫХ ВЫХОДОВ ЗАПАЗДЫВАЮЩИХ
НЕЙТРОНОВ
25 DATA 0.038, 0.213, 0.188, 0.407, 0.128, 0.026
* ТАБЛИЦА ПОСТОЯННЫХ РАСПАДА ЯДЕР-ПРЕДШЕСТВЕННИКОВ
30 DATA 0.0127, 0.0317, 0.115, 0.311, 1.4, 3.87
35 FOR J = 1 TO 6
40 READ A(J): NEXT J
45 LET U = 0: LET U0 = 0
50 FOR J = 1 TO 6
55 READ L(J)
60 LET Z(J) = EXP(-L(J)*D)
65 LET V(J) = (1 - Z(J))*A(J)*L(J)*D
70 LET C(J) = A(J)*N0
75 LET U = U + V(J): LET U0 = U0 + A(J)*Z(J)
80 NEXT J
120 LET T = D
125 PRINT " ЗАДАЙТЕ РЕАКТИВНОСТЬ"
130 INPUT R
135 LET S = 0
140 FOR J = 1 TO 6
145 LET S = S + C(J)*Z(J)
150 NEXT J
160 LET X = R - U
170 LET N1 = (N0*(U0 - U) - S)/X
180 FOR J = 1 TO 6
185 LET C(J) = (C(J) - A(J)*N0)*Z(J) + A(J)*N1 - (N1 - N0)*V(J)
190 . NEXT J
195 PRINT "ВРЕМЯ", "РЕАКТИВНОСТЬ", "МОЩНОСТЬ"
200 PRINT T, R, N1
```

Продолжение программы 1.

```
210 LET T = T + D : LET N0 = N1  
215 GO TO 130
```

Дополнительные операторы к программе №1 для учета температурных эффектов реактивности

Оператор 170 заменяет соответствующий оператор предыдущей программы

```
85 PRINT "ЗАДАЙТЕ ПОСТОЯННУЮ ТВЭЛОВ, МОЩНОСТНЫЙ  
ЭФФЕКТ РЕАКТИВНОСТИ"
```

```
90 INPUT T0, K1
```

```
95 LET Z1 = EXP(-D/T0)
```

```
100 LET F = (1 - Z1)/(D/T0)
```

```
105 LET P = 0
```

```
110 G = 1E - 3
```

```
115 LET N1 = N0 : LET H = N0
```

```
155 LET R1 = K1 * (N0 - P * Z1 - 1)
```

```
165 LET X = X + R1 - K1 * (1 - F) * N0
```

```
170 LET N1 = 0.5 * (N1 + (N0 * (U0 - U) - S)/(X + K1 * (1 - F) * N1))
```

```
175 LET Y = ABS(H - N1) : LET H = N1 : IF Y > G GO TO 170
```

```
205 LET P = P * Z1 + F * (N1 - N0)
```

Программа №2 для расчета кинетики реактора с учетом температурных эффектов реактивности

```
5 DIM N(20), U(20)
```

```
10 PRINT "ЗАДАЙТЕ ПОСТОЯННУЮ ТВЭЛОВ, МОЩНОСТНЫЙ  
ЭФФЕКТ РЕАКТИВНОСТИ"
```

```
15 INPUT T0, K1
```

```
20 LET P = 0 : LET N(0) = 1
```

```
* ТАБЛИЦА ФУНКЦИИ U
```

```
25 DATA 0.7612, 0.529, 0.411, 0.3366, 0.2862, 0.2501, 0.2228
```

```
30 DATA 0.2013, 0.1837, 0.1688, 0.156, 0.1448, 0.1349, 0.126
```

```
35 DATA 0.118, 0.1107, 0.1041, 0.098, 0.0924, 0.0872
```

```
40 FOR J = 1 TO 20 READ U(J) : NEXT J
```

```
45 LET D = 2 : LET G = 1E - 2
```

```
50 LET Z1 = EXP(-D/T0)
```

```
55 LET F = (1 - Z1)/(D/T0)
```

```
60 PRINT "ЗАДАВАЙТЕ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНЫЕ ЗНАЧЕНИЯ  
РЕАКТИВНОСТИ"
```

```
65 FOR J = 1 TO 20
```

```
70 LET T = J * D : INPUT R
```

```
75 LET R1 = K1 * (N(J - 1) - N(J) - P * Z1)
```

```
80 LET W = 0
```

*Продолжение программы 2.*

```
85 IF J = 1 GO TO 105
90 FOR K = 2 TO J
95 LET W = W + U(K) * (N(J - K + 1) - N(J - K))
100 NEXT K
105 LET A1 = U(1) * N(J - 1) - W
110 LET B = U(1) - R - R1 + K1 * (1 - F) * N(J - 1)
115 LET C = K1 * (1 - F)
120 LET N(J) = N(J - 1) : LET H = N(J)
125 LET N(J) = 0.5 * (N(J) + A1 / (B - C * N(J)))
130 LET Y = ABS(H - N(J))
135 LET H = N(J)
140 IF Y > G GO TO 125
145 LET P = P * Z1 + F * (N(J) - N(J - 1))
150 PRINT "ВРЕМЯ", "РЕАКТИВНОСТЬ", "МОЩНОСТЬ"
155 PRINT T, R,, N(J)
160 NEXT J
165 END
```

### ПРИЛОЖЕНИЕ 3

#### Пояснения к программам

Обе программы написаны на языке БЕЙСИК для микро-ЭВМ типа ДВК. Они работают в диалоговом режиме: запрашивают вначале значения шага счета (в программе № 1), постоянной времени твэла (в секундах), мощностного эффекта реактивности (в долях  $\beta$ ). В программе № 1 последние два параметра запрашиваются лишь при использовании приведенных в конце ее дополнительных операторов. Без ввода этих операторов программа рассчитывает кинетику реактора без обратной связи по реактивности.

Далее программы запрашивают значения реактивности, введенной стержнями управления на следующем временном шаге. Эта реактивность вводится в долях  $\beta$ . В ответ машина выдает на экран дисплея значения времени, введенной реактивности и мощности реактора. Таким образом, программы имитируют управление реактором: изменяя введенную реактивность, можно добиваться необходимого изменения мощности. Нужно учитывать, что введенная реактивность в реакторе с обратной связью из-за температурных эффектов не совпадает с фактической реактивностью. В ответ на запрос машины на каждом шаге задается именно реактивность, введенная стержнями управления. Строки программ, помеченные звездочкой (\*), приведены для пояснений и в ЭВМ не вводятся.

Программа № 1 не ограничивает число шагов счета, в программе № 2 оно не превышает числа заданных в таблице значений функции  $u_k$ . При необходимости эта таблица может быть заменена другой из приложения 1 с соответствующей заменой шага счета в строке 45. В программе № 1 шаг счета выбирается достаточно произвольно, в программе № 2 он связан с шагом задания функции  $u_k$ . Если в процессе счета мощность получается отрицательной, то это говорит о том, что шаг счета по времени выбран слишком большим. Он должен быть уменьшен. Программа № 1 написана по формулам, следующим сразу же за формулой (49), программа № 2 — по формулам (171)–(173).

Пояснение некоторых идентификаторов программ: Т — время; D — шаг счета; R — введенная реактивность; K1 — мощностный эффект реактивности; TQ — постоянная твэла; N0, N1 — мощность в начале и конце шага счета в программе № 1; N(j) — последовательные значения мощности в программе № 2. Начальное значение мощности принимается за 1.

#### ПРИЛОЖЕНИЕ 4

**Номограмма для определения максимальных термоупругих напряжений на поверхности неограниченной пластины при линейном и экспоненциальном изменении во времени температуры омывающей ее жидкости**

*Пояснение к номограмме.* Изменение во времени температуры теплоносителя задается выражениями

$$\theta_1 = \theta_0 - \frac{\Delta\theta}{\tau_0} \tau ;$$

$$\theta_2 = \theta_0 + \Delta\theta [\exp(-\tau/\tau_0) - 1] .$$

Порядок определения напряжений:

1. По формуле  $Bi = \alpha\delta/\lambda$  или по графикам на рис. 1 находим критерий  $Bi$ .

2. По формуле  $Pd = \delta^2/(\kappa\tau_0)$  или по графикам на рис. 2 находим критерий  $Pd$ .

3. По найденным значениям критериев  $Bi$  и  $Pd$  и заданным значениям  $\Delta\theta$ ,  $A = \alpha_t E/(1 - \mu)$  по графикам на рис. 3 находим максимум напряжения  $\sigma_*$  и безразмерное время их достижения  $Fo_*$  (как определить эти параметры, показано штрихпунктирной линией).

4. По формуле  $\tau_* = Fo_*\delta^2/\kappa$  или по графикам на рис. 2 находим размерное время достижения максимума напряжений (показано штрихпунктирной линией). Лучи, изображенные штриховой линией в левом нижнем квадранте рис. 3, соответствуют параметру  $A$  для следующих материалов (по часовой стрелке): нержавеющая сталь, цинк, углеродистая сталь, алюминий, ковкий чугун (или медь), стекло, бетон.

При составлении формул использованы следующие величины:  $E$  — модуль упругости;  $\kappa$  — температуропроводность;  $\alpha_t$  — температурный коэффициент линейного расширения;  $\mu$  — коэффициент Пуассона;  $\delta$  — толщина стенки. Остальные пояснения — см. § 6.

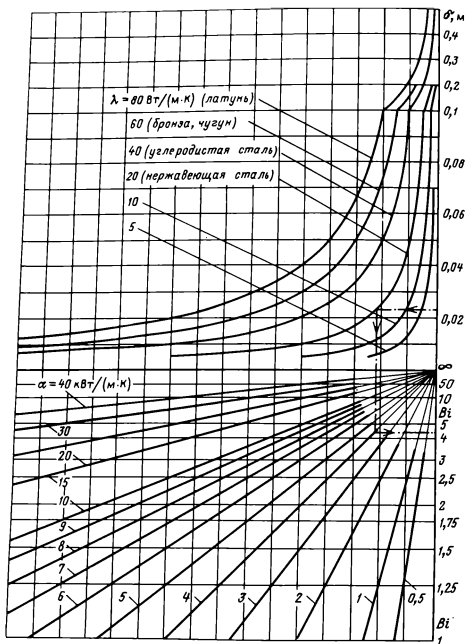
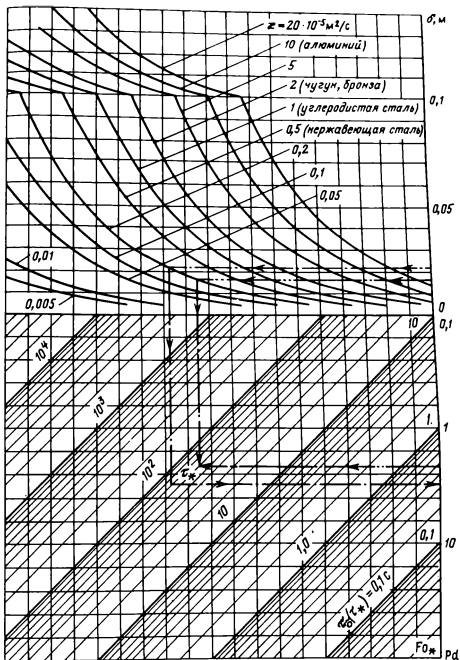


Рис. 1



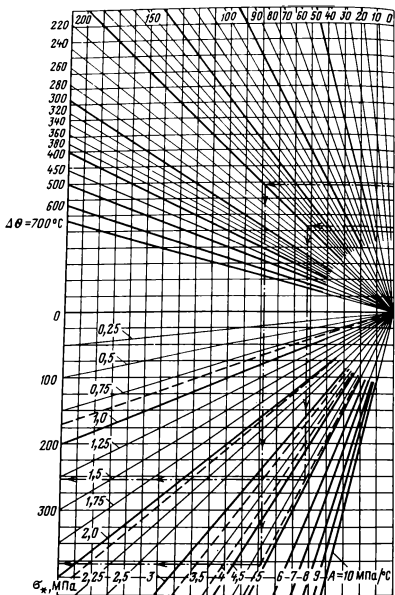


Рис. 3 (левый)

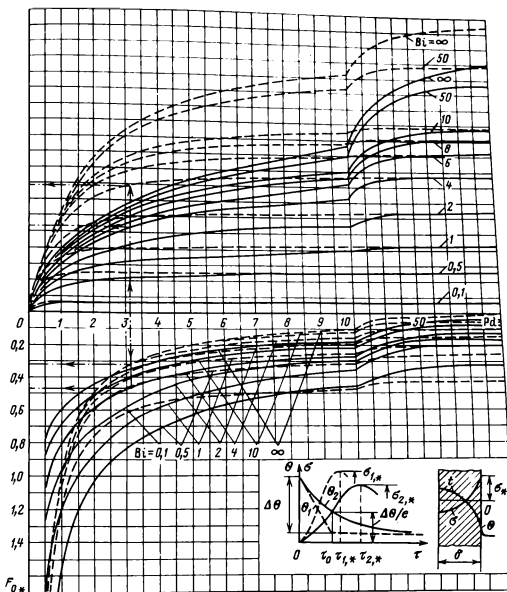


Рис. 3 (правый)

## СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Технические проблемы реакторов на быстрых нейтронах/ Ю.Е. Багдасаров, М.С. Пинхасик, И.А. Кузнецов и др. М.: Атомиздат, 1969.
2. Усминин Г.Б., Кусмарцев Е.В. Реакторы на быстрых нейтронах. М.: Энергоатомиздат, 1985.
3. Уолтер А.Е., Рейкольдс А.Б. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах: Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1986.
4. Джадд А. Реакторы-размножители на быстрых нейтронах: Пер. с англ. М.: Энергоатомиздат, 1984.
5. Крамеров А.Я., Шевелев Я.В. Инженерные расчеты ядерных реакторов. М.: Энергоатомиздат, 1984.
6. Орлов В.В. Реакторы на быстрых нейтронах// Атомная энергия. 1974. Т. 36. Вып. 5.
7. Кузнецов И.А., Леончук В.Н. Математическая модель быстрого реактора для расчета нестационарных режимов его работы на ЭЦВМ. Препринт ФЭИ-834, Обнинск, 1978.
8. Решение вопросов безопасности быстрых реакторов с жидкометаллическим теплоносителем на разных этапах их освоения/ Л.А. Кочетков, Ю.Е. Багдасаров, И.А. Кузнецов и др.// Атомная энергия. 1981. Т. 50. Вып. 4.
9. Багдасаров Ю.Е., Кузнецов И.А. Расчетные исследования нестационарных и аварийных режимов работы быстрых реакторов и их роль в обеспечении безопасности// Атомная энергия. 1982. Т. 52. Вып. 1.
10. Кузнецов И.А., Багдасаров Ю.Е., Ашурко Ю.М. Роль физических характеристик быстрого реактора в ограничении последствий максимальной проектной аварии// Атомная энергия. 1983. Т. 54. Вып. 2.
11. Обеспечение безопасности при эксплуатации АЭС с быстрыми реакторами в СССР/ Ю.Е. Багдасаров, И.А. Кузнецов, В.Н. Иваненко, И.А. Ефимов// Атомная энергия. 1983. Т. 55. Вып. 6.
12. Кузнецов И.А., Багдасаров Ю.Е., Ветошкин В.А. и др. Исследование динамики и безопасности реактора БН-600 и его систем с помощью аппаратуры СДИ-2// Атомные электрические станции. М.: Энергоатомиздат, 1984. Вып. 7.
13. Казачковский О.Д. Состояние и перспективы развития АЭС с быстрыми реакторами// Атомная энергия. 1984. Т. 56. Вып. 6.
14. Анализ максимальной проектной аварии в активной зоне быстрого реактора/ Ю.К. Букуша, Ю.Е. Багдасаров, Л.М. Забудько, И.А. Кузнецов// Атомная энергия, 1985. Т. 59. Вып. 2.
15. Митенков Ф.М., Чирков В.А. Физические основы управления ЯЭУ. Горький: изд. ГПИ им. А.А. Жданова. 1979.
16. Кириллов П.Л., Юрьев Ю.С., Бобков В.П. Справочник по теплогидравлическим расчетам (ядерные реакторы, теплообменники, парогенераторы). М.: Энергоатомиздат, 1984.

## О Г Л А В Л Е Н И Е

|                                                                                                                                                                                                                        |            |
|------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------------|------------|
| Предисловие . . . . .                                                                                                                                                                                                  | 3          |
| Введение . . . . .                                                                                                                                                                                                     | 4          |
| <b>Г л а в а   п е р в а я . Упрощенные методы расчета переходных процессов в быстрых реакторах . . . . .</b>                                                                                                          | <b>18</b>  |
| 1. Конструкция и тепловая схема быстрого реактора . . . . .                                                                                                                                                            | 18         |
| 2. Кинетика ядерного реактора. Остаточное энерговыделение . . . . .                                                                                                                                                    | 33         |
| 3. Нестационарный теплообмен в элементах ядерно-энергетической установки . . . . .                                                                                                                                     | 55         |
| 4. Изменение реактивности в переходных режимах работы реактора . . . . .                                                                                                                                               | 77         |
| 5. Гидравлические переходные процессы в жидкометаллических конструкциях . . . . .                                                                                                                                      | 90         |
| 6. Нестационарные термические напряжения в элементах конструкции . . . . .                                                                                                                                             | 98         |
| 7. Работа систем контроля, регулирования, аварийной сигнализации и аварийной защиты в переходных режимах . . . . .                                                                                                     | 113        |
| <b>Г л а в а   в т о р а я . Аварийные нарушения работы систем и оборудования АЭС с быстрыми реакторами . . . . .</b>                                                                                                  | <b>119</b> |
| 8. Аварийные ситуации, рассматриваемые в проекте, задачи и возможности аварийной защиты реактора . . . . .                                                                                                             | 119        |
| 9. Работа реактора в режиме саморегулирования . . . . .                                                                                                                                                                | 127        |
| 10. Отключение одной тепловыделяющей петли установки . . . . .                                                                                                                                                         | 134        |
| 11. Отвод остаточного энерговыделения от реактора при нарушении энергоснабжения АЭС . . . . .                                                                                                                          | 138        |
| 12. Максимальная проектная авария . . . . .                                                                                                                                                                            | 144        |
| 13. Нарушения подачи питательной воды в парогенераторы, отключения турбины и турбогенератора . . . . .                                                                                                                 | 150        |
| 14. Пуск и остановка, плановые изменения мощности реактора. Устойчивость работы реактора в стационарном режиме . . . . .                                                                                               | 154        |
| Заключение . . . . .                                                                                                                                                                                                   | 159        |
| <b>П р и л о ж е н и я . . . . .</b>                                                                                                                                                                                   | <b>161</b> |
| Приложение 1. Функции линейного отклика . . . . .                                                                                                                                                                      | 161        |
| Приложение 2. Программы для расчета кинетики реактора . . . . .                                                                                                                                                        | 163        |
| Приложение 3. Пояснения к программам . . . . .                                                                                                                                                                         | 166        |
| Приложение 4. Номограмма для определения максимальных термоупругих напряжений на поверхности неограниченной пластины при линейном и экспоненциальном изменениях во времени температуры омывающей ее жидкости . . . . . | 167        |
| Список литературы . . . . .                                                                                                                                                                                            | 172        |

**ПРОИЗВОДСТВЕННОЕ ИЗДАНИЕ**

**Игорь Алексеевич Кузнецов**

**АВАРИЙНЫЕ И ПЕРЕХОДНЫЕ ПРОЦЕССЫ В БЫСТРЫХ РЕАКТОРАХ**

Редактор О. А. Степеннова  
Художественный редактор А. Т. Кирьянов  
Технический редактор Н. М. Брудная  
Корректор С. В. Малышева  
Оператор Е. В. Терентьева  
ИБ 2897

Набор выполнен в Энергоатомиздате на Композере ИБМ-82. Подписано в печать 31.12.86. Т-23096. Формат 60х90 1/16. Бумага офсетная №4. Печать офсетная. Усл. печ. л. 11,0. Усл. кр.-отт. 11,25. Уч.-изд. л. 12,20. Тираж 2000 экз. Заказ 6091. Цена 65 к.

Энергоатомиздат 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Ордена Октябрьской Революции и ордена Трудового Красного Знамени МПО "Первая Образцовая типография имени А.А. Жданова" Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 113054, Москва, Валуевская, 28

#### УВАЖАЕМЫЕ ЧИТАТЕЛИ!

Энергоатомиздат готовит к изданию в 1988 году в серии "Физика и техника ядерных реакторов" следующие книги:

**Бобков В.П., Грибанов Ю.И.** Статистические измерения в турбулентных потоках. 8 л.: 40 к.

**Бугаенко С.Е.** Моделирование напряжений методом замораживания деформаций. 8 л.: 40 к.

**Карпов В.А.** Физические расчеты газоохлаждаемых реакторов. 10,5 л.: 1 р. 60 к.

**Прошкин А.А., Лихачев Ю.И., Забудько Л.М.** Работоспособность ТВС быстрых реакторов. 10 л.: 50 к.

С аннотациями на эти книги Вы можете ознакомиться в тематическом плане выпуска литературы Энергоатомиздата на 1988 г., который имеется во всех книжных магазинах, распространяющих научно-техническую литературу.

Предварительные заказы на книги принимают все магазины научно-технической литературы до 1 ноября 1987 г.

Организации могут заказать книги через магазины гарантийными письмами.

**Энергоатомиздат** готовит к изданию в 1988 году в серии "Библиотека эксплуатационника АЭС" следующие книги:

**Бахметьев А.М., Самойлов О.Б., Уснин Г.Б.** Методы оценки обеспечения безопасности ЯЭУ. 9,5 л.: 50 к.

**Зверков В.В., Игнатенко Е.И.** Ядерная паропроизводящая установка с ВВЭР-440 для оперативного персонала АЭС. 14 л.: 70 к.

**Коростелев Д.П.** Обработка радиоактивных вод и газов на АЭС. 9,5 л.: 50 к.

**Крутиков П.Г., Брусов К.Н., Осминин В.С.** Отложения в контурах атомных станций. 10 л.: 50 к.

**Шашарин Г.А., Дмитриев В.М., Ларин Е.П.** Аварийные и переходные процессы на АЭС с РБМК. 10 л.: 50 к.

С аннотациями на эти книги Вы можете ознакомиться в тематическом плане выпуска литературы Энергоатомиздата на 1988 г., который имеется во всех книжных магазинах, распространяющих научно-техническую литературу.

Предварительные заказы на книги принимают все магазины научно-технической литературы до 1 ноября 1987 г.

Для получения книги по предварительным заказам покупателю необходимо оставить в книжном магазине почтовую открытку с указанием обратного адреса, автора и названия книги, номера книги по плану.

Организации могут заказать книги через магазины гарантийными письмами.

Своевременное оформление заказов — гарантия того, что Вы приобретете интересующую Вас книгу.



В 1987 году Энергоатомиздат выпускает в серии  
**БИБЛИОТЕКА ЭКСПЛУАТАЦИОННИКА АЭС**  
следующие книги:

Аппаратура контроля радиационной безопасности АЭС с ВВЭР и РБМК / В.С. Жернов, Ю.Е. Залманзон, В.Я. Парышев и др. — Под ред. В.В. Матвеева. 10 л.

Двухименный В. А., Столяров Б. М., Черный С. С. Системы очистки воздуха от аэрозольных частиц на АЭС. 9 л.

Сидоров В. И., Мищенко Г. Г. Температурные измерения на АЭС. 10 л.

Системы внутриреакторного контроля АЭС с реакторами ВВЭР / В. А. Брагин, И. В. Батенин, М. Н. Голованов и др. 10 л.

Смутнев В. И. Система защит блоков с реакторами ВВЭР-1000. 4 л.